E 1445

MINE
PETROL
GAZE

BUCUREȘTI - ROMÂNIA • Vol. 41, ianuarie 1990

1

MINISTERUL MINELOR

ICITPML · CRAIOVA · ROMANIA

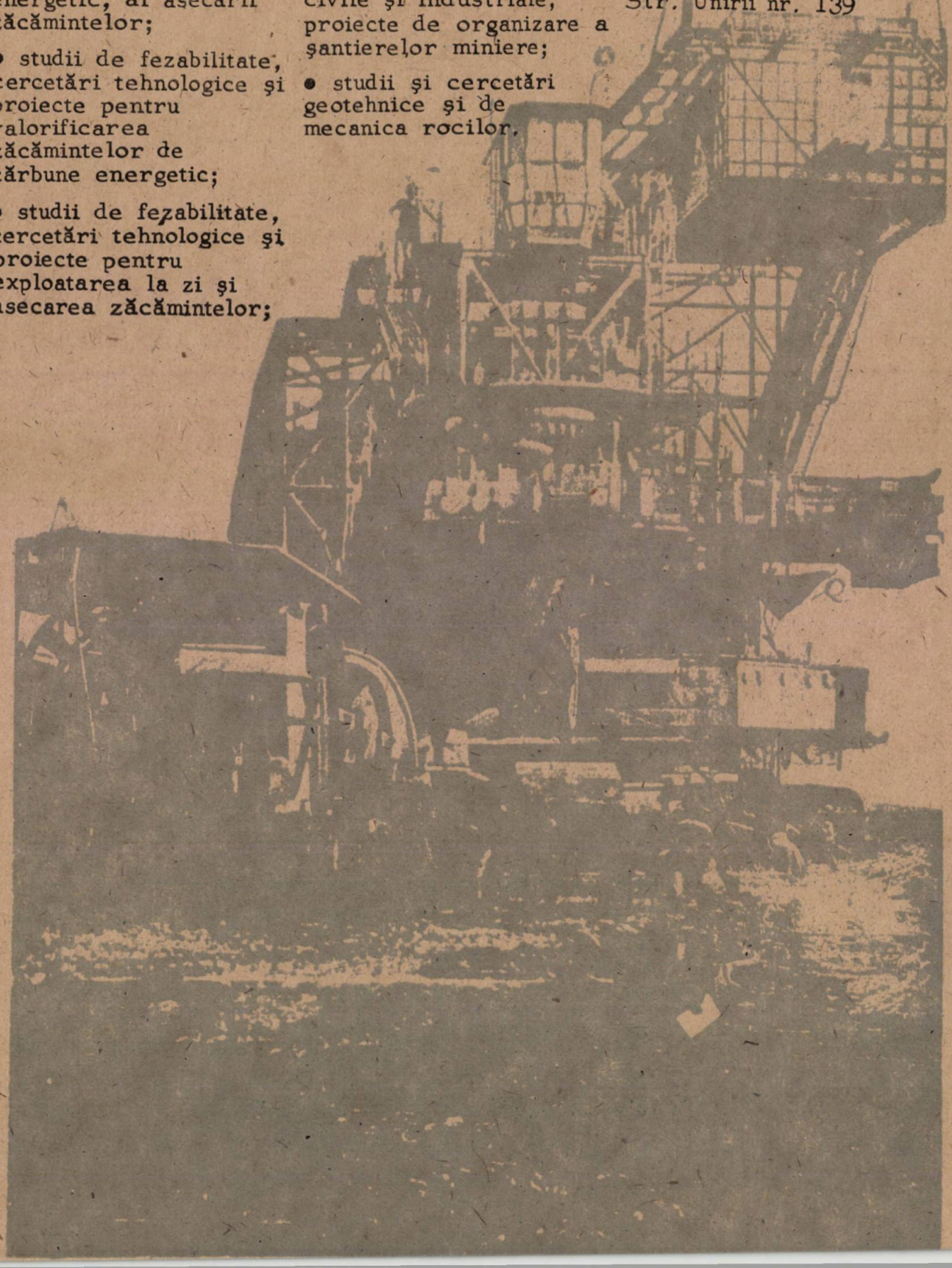
STR. UNIRII 139

OFERA:

- consultaţii tehnice şi expertize în domeniul exploatării la zi, al construcţiei minelor pentru cărbune energetic, al asecării zăcămintelor;
- studii de fezabilitate, cercetări tehnologice şi proiecte pentru valorificarea zăcămintelor de cărbune energetic;
- studii de fezabilitate, cercetări tehnologice şi proiecte pentru exploatarea la zi şi asecarea zăcămintelor;
- tehnologii şi proiecte pentru excavarea şi transportul în exploatările la zi;
- proiecte pentru lucrări de artă, construcţii civile şi industriale, proiecte de organizare a şantierelor miniere;
- studii şi cercetări geotehnice şi de mecanica rocilor.

INSTITUTUL DE CERCETARI, INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI MINIERE PENTRU LIGNIT

CRAIOVA, ROMANIA
Str. Unirii nr. 139



MINE, PETROL ŞI GAZE

ANUL XLI
Nr. 1 1990

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

CUPRINS

Zamfir, V., Iliaş, N., Jula, D., Rusz Sorina **Cîteva aspecte privind proiectarea sistemului de avans fără lanţ (SAFL) pentru combinele de abataj** 5

Elekeş, Fr., Trif, C., Ridzi, M.-C. **Protecţia frontului la adîncirea puţurilor cu ajutorul podurilor de protecţie. Calcul şi elemente constructive** 16

Petro, V. **Determinarea presiunii apei din porii rocilor argiloase** 34

Pantazi, I., Blank Lelia, Constantin Valeria, Mititeanu, F. **Modificarea permeabilităţii zăcămintelor de ţiţei cu ajutorul polimerilor gelaţi in situ** 36

Gheorghiţoiu, M. **Posibilităţi de creştere a permeabilităţii rocilor pentru hidrocarburi prin aplicarea unui cîmp electric** 44

Tatu, N., Grigore, N., Creiţaru, A. **Cercetări comparative privind determinarea caracteristicilor geometrice, mecanice şi de rezistenţă a prezoanelor filetate prin aşchiere şi rulare** 46

Călin, P. **Efectul aplicării unor metode avansate de creştere a gradului de recuperare a petrolului din zăcăminte** 50

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte: ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu**; vicepreşedinţi: dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru**; membri: ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing. **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Gâf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Măcăscu**, ing. **Ion Mitrea**, dr. ing. **Flo-ea Neagu**, ing. **Nicolae Pantilie**, **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, ..pl. univ. **Elena Vrânceanu**, redac-or.

REZUMATE

C.Z. 622.232.7

Zamfir, V. ş. a. *Cîteva aspecte privind proiectarea sistemului de avans fără lanţ (SAFL), pentru combinele de abataj*

Se prezintă cîteva elemente privind proiectarea sistemelor de avans fără lanţ (SAFL), pentru combinele de abataj, cu angrenaje cicloidale.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 622.257.9

Elekeş, Fr., Trif, C., Ridzi, M.-C. *Protecţia frontului la adîncirea puţurilor cu ajutorul podurilor de protecţie. Calcul şi elemente constructive*

Se prezintă modul în care podurile de protecţie artificiale pot fi utilizate la adîncirea puţurilor, elementele constructive ale acestora bazate pe modele mecanice apropiate de situaţiile reale, precum şi calculele matematice aferente.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 624.1 : 622.143.1

Petro, V. *Determinarea presiunii apei din porii rocilor argiloase*

Metodologia de calcul prezentată permite determinarea coeficientului de compresibilitate şi a presiunii apei din porii rocilor argiloase la orice adîncime, pe baza carotelor extrase prin foraj.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 622.243.144

Pantazi, I. ş. a. *Modificarea permeabilităţii zăcămintelor de ţiţei cu ajutorul polimerilor gelaţi in situ*

Se prezintă rezultatele obţinute în prima fază a programului de evaluare a diferitelor sisteme gelante pentru modificarea permeabilităţii, urmărindu-se determinarea principalilor parametri care influenţează procesul de gelare şi a modificărilor pe care variabilele independente le produc asupra timpului de gelare şi a calităţii gelului.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41 nr. 1, 1990

C.Z. 622.276.43

Gheorghiţoiu, M. *Posibilităţi de creştere a permeabilităţii rocilor pentru hidrocarburi prin aplicarea unui cîmp electric*

Pe lîngă metodele clasice de creştere a permeabilităţii rocilor pentru hidrocarburi, autorul propune folosirea unei surse de curent continuu care, în final, va conduce la o migrare a apei, prin osmoză, din zonele mai îndepărtate spre sondă. Acest lucru este pus în evidenţă prin probe de laborator.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 620.1 : 622.24.051

Tatu, N., Grigore, N., Creiţaru, A. *Cercetări comparative privind determinarea caracteristicilor geometrice, mecanice şi de rezistenţă a prezoanelor filetate prin aşchiere şi rulare*

Lucrarea prezintă rezultatele experimentale obţinute prin studiul comparativ al geometriei, caracteristicilor metalurgice şi de rezistenţă la ruperea statică a prezoanelor, în diverse situaţii de regim termic, considerate caracteristice pentru funcţionarea practică a acestora.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 622.245,544

Călin, P. *Efectul aplicării unor metode avansate de creştere a gradului de recuperare a petrolului din zăcăminte*

Prezenta lucrare îşi propune o apreciere a creşterii recuperării petrolului prin aplicarea metodelor EOR chimice (injecţia de soluţii micelare, de soluţii cu polimeri şi de soluţii caustice) şi miscibile (injecţia de CO_2, de gaze inerte, de hidrocarburi lichide sau gazoase şi de alcooli).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

CONTENTS

C.Z. 622.232.7

Zamfir, V. et al. *Some aspects regarding the designing of the chainless advance system (SAFL) for cutting machines*
Some aspects concerning the designing of chainless advance systems (SAFL) for cutting machines, with cycloidal gearings are presented.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 622.257.9

Elekeş, Fr., Trif, C., Ridzi, M.—C. *The protection of face when digging shafts by means of support bridges. Calculus and constructive elements*
The article presents the way in which artificial support bridges can be used when deepening shafts, their constructive elements based on mechanical models which are quite similar to real cases, as well as the afferent mathematical calculus.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 624.1 : 622.143.1

Petro, V. *The determination of water pressure in argillaceous rock pores*
The calculus method which is presented allows specialists to determine the compressibility coefficient and water pressure in argillaceous rock pores at any depth, thanks to the cores which have been drilled.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 622.243.144

Pantazi, I. et al. *The modification of oil deposits permeability by means of in situ jellied polimers*
The article describes the results obtained in the first stage of the assessment program of various jellied systems for the modification of permeability, keeping in mind the determination of the main parameters which influence the jellifying process as well as the changes which the independent variables produce on the jellifying time and the quality of the jelly.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 622.276.43

Gheorghiţoiu, M. *Possibilities of raising rock permeability in the case of hydrocarbons by means of an electric field*
Alongside the classical methods of raising rock permeability in the case of hydrocarbons, the author proposes to use a source of direct current which, in the end, will bring about the migration of water, by osmosis, from the more remote zones towards the well. This has been proved in the laboratory.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 620.1 : 622.24.051

Tatu, N., Grigore, N., Creiţaru, A. *Comparative research work concerning the determination of geometrical, mechanical and resistance characteristics of threaded studs by cutting and rolling*
The articles present the experimental results which have been reached by a comparative study of geometry, metalurgical and static breaking characteristics of studs, in various thermal conditions, which are considered as characteristic for their practical usage.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 622.245.544

Călin, P. *The effect of applying some advanced methods for a higher degre of oil recuperation from deposits*
The present article proposes an assessment of oil recuperation by applying the EOR chemical methods (mycellium solution injection, polimer and caustic solutions) as well as myscible ones (CO_2, inert gases, liquid or gaseous hydrocarbons and alcohols injection).
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 622.692.237

Dărvăreanu, Şt., Teodorescu, Şt. *Sealings used at the axles of lateral stirring device for reservoirs*
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

СОДЕРЖАНИЕ

УДК 622.232.7

Замфир, В. и др. *Несколько вопросов о проектировании подачной системы без цепи (SAFL) для угольных комбайнов*
Представлено несколько элементов о проектировании безцепных подачных систем (*SAFL*) для угольных комбайнов, с циклоидальным зацеплением.
Ключевые слова: подачная система, угольный комбайн, зацепление.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

УДК 622.257.9

Елекеш, Фр., Триф, К., Ридзи, М. К. *Защита фронта при углублении стволов с помощью мостов. Расчёт и конструктивные элементы*
Представляются способ при котором искусственные мосты могут быть использованы при углублении стволов, их конструктивные элементы основаны на механических моделях, похожих действительным условиям, а также необходимые математические расчёты.
Ключевые слова: защита, фронт, мост, расчёт, конструктивные элементы.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

УДК 624.1: 622.143.1

Петро, В. *Определение давления воды в порах глинистых пород*
Представленная методика расчёта обеспечивает определение коэффициента сжатия и давления воды в порах глинистых пород на всякой глубине, на основе кернов бурения.
Ключевые слова: давление, вода, пор, глинистые породы, коэффициент, керн, бурение.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

УДК 622.243.144

Пантази, И. и др. *Изменение проницаемости нефтяных месторождений с помощью полимеров, гелированных in situ*
Представлены полученные результаты в первой стадии программы оценки различных гелирующих систем для изменения проницаемости, преследуя целью определение главных параметров, повлияющих на про-

цесс гелирования, и изменений времён гелирования и качества гела независимыми переменными.

Ключевые слова: проницаемость, нефтяные месторождения, полимер, гел, результат.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

УДК 622.276.43

Георгицою, М. *Возможности повышения проницаемости пород для углеводородов применением электрического поля*

Кроме классических методов повышения проницаемости пород для углеводородов, автор предлагает использование источника постоянного тока, который, в конце, приводит к миграции воды осмосом из подалённых зон к скважине. Это выявлено лабораторными пробами.

Ключевые слова: повышение, проницаемость, порода, углеводороды, электрический источник, вода, осмос.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

УДК 620.1: 622.24.051

Тату, Н., Григоре, Н., Крейцару, А. *Сравнительные исследования определения геометрических, механических характеристик и сопротивления резьбовых шпилек, обработанных резанием и накаткой*

В работе представляются экспериментальные результаты, полученные сравнительным изучением геометрии металлургических характеристик и сопротивлений на статический срыв шпилек при разных термических режимах, характерных для их практической работы.

Ключевые слова: исследование, характеристики, резьбовая шпилка.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

УДК 622.245.544

Кэлин, П. *Эффект применения передовых методов повышения уровня рекуперации нефти из месторождений*

В статье предлагается оценка повышения рекуперации нефти применением методов EOR химических (инъекция мицелярных, полимерных и едких растворов) и смешивающихся (инъекция CO_2, инертных газов, жидких и газосных углеводородов и алкоголей).

Ключевые слова: эффект, передовой метод, рекуперация, нефть, месторождение, полимер.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

SOMMAIRE

C.Z. 622.232.7

Zamfir, V. et al. *Quelques systèmes concernant la projection du système d'avancement sans chaine (SAFL) pour la combine d'abattage*

On présente quelques éléments concernant la projection des systèmes d'avancement sans chaine (SAFL) pour les combines d'abattage, avec des engrenages cycloidales.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 622.257.9

Elekeş, Fr., Trif, C., Ridzi, M.—C. *La protéction du front pendant le fonçage des puits à l'aide des ponts de protéction. Calcul et éléments constructifs*

On présente le mode dont les ponts de protéction peuvent être utilisés au fonçage des puits, en base des modèles mécaniques approchés des situations réelles, de même que les calculs mathémathiques afférents.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 624.1 : 622.143.1

Petro, V. *La détermination de la pression de l'eau dans les pores des roches argileuses*

La méthodologies de calcul présentée permet la détermination du coéfficient de compressibilité et de la pression de l'eau dans les pores des roches argileuses à n'importe quelle profondeur, en base des carottes extraites par des forages.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 622.243.144

Pantazi, I. et al. *La modification de la permeabilité des gisements de huile à l'aide des polymères gélés „in situ"*

On présente les résultats obtenus dans la première phase du programme d'évaluation des différents systèmes gélants pour la modification de la perméabilité, en suivant la détermination des principaux paramètres qui influencent les processus de gélation et des modifications produites par les variables indépendentes sur le temps de gélation et la calité du gel.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 622.276.43

Gheorghiţoiu, M. *Possibilités d'augmentation de la perméabilité des roches pour des hydrocarbures par l'application d'un champ électrique*

Outre les méthodes classiques d'augmentation de la perméabilité des roches pour des hydrocarbures, l'auteur propose l'utilisation d'une source de courant continu qui, finalement, conduira à une migration de l'eau, par osmose, des zones plus lointaines vers le puit. Cette chose est mise en évidence par des essais de laboratoire.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 620.1 : 622.24.051

Tatu, N., Grigore, N., Creiţaru, A. *Recherche comparatives concernant la détermination des caractéristiques géométriques, mécaniques et de résistence des goujons fileté par ciselage et roulage*

L'ouvrage présente les résultats experimentaux obtenus par l'étude comparatif de la géométrie, des caractéristiques métallurgiques et de résistence à rupture statique des goujons, dans de différentes situations de régime thérmique, considereés caractéristiques pour le fonctionnement de ceux-là.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z.622.245.544

Călin, P. *L'effet de l'application de certaines méthodes avansées d'augmentation du degré de récupération du pétrole des gisements*

L'ouvrage présent se propose une appréciation de l'augmentation de la récupération du pétrole par l'application des méthodes EOR chimiques (injection de solutions mycellaires, de solutions à polymères et de solutions caustiques)et myscibles (injection de CO_2, de gas inèrtes, de hydrocarbures liquides ou gaseuses et d'alcohools).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

INHALT

C.Z. 622.692.237

Zamfir, V. et al. *Einige Aspekte betreffend die Konstruktion eines kettenlosen Vorschubssystemes der Schrämwalzenlademaschinen*
Vorgestellt werden einige Elemente betreffend die Konstruktion der kettenlosen Vorschubssysteme für Schrämmwalzenlademaschinen mit zykloidalen Getrieben.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 622.257.9

Elekeş, Fr., Trif., C., Ridzi, M.-C. *Schutz de Ortsbrust bei der Vertiefung der Schächte mit Hilfe vor Schutzbrücken. Berechnung und Konstruktionselemente n*
Vorgestellt werden die Weise in welcher die kunstliche Schutzbrücken bei der Vertiefung der Schächte verwendet werden können, deren Konstruktionselemente welche auf mechanischen, den tatsächlichen Lagen annähernden Modellen sich basieren und die zugehörige mathematische Berechnungen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 624.1 : 622.143.1

Petro, V. *Bestimmung des Wasserdruckes durch die Poren der tonhaltigen Gesteine*
Die vorgestellte Rechnungsmethodologie erlaubt die Bestimmung des Kompressionsbeiwertes und des Wasserdruckes in den Poren der tonhaltigen Gesteine bei aller Tiefe, auf Grund der erhaltenen Bohrkerne.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 622.243.144

Pantazi, I. et al. *Änderung der Permeabilität der Erdöllagerstätten mit Hilfe der „in situ" gelierten Polymere*
Vorgestellt werden die Ergebnisse welche in der ersten Phase des Bewertungsprogramms von verschiedenen gelierenden Systemen für die Änderung der Permeabilität erreicht wurden, wobei versuchte man es die Hauptparameter, welche das Gelierungsprozess beeinflüssen und die Änderungen welche die unabhängigen Variablen auf die Gelierungszeit und die Qualität des Gels ausüben, zu bestimmen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z.622.276.43

Gheorghiţoiu, M. *Erhöhungsmöglichkeiten der Gesteinspermeabilität für Kohlenwasserstoffe durch die Anwendung eines elektrischen Feldes*
Neben die klassischen Methoden für die Erhöhung der Gesteinspermeabilität für Kohlenwasserstoffe schlägt der Verfasser die Verwendung einer Gleichstromquelle, vor welche am Ende zu der Wassermigration durch Osmose aus den entfernteren Zonen zu der Bohrung führt. Diese Tatsache wird durch Laborversuche aufgewiesen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 620.1 : 622.24.051

Tatu, N., Grigore, N., Creiţaru, A. *Vergleichsuntersuchungen betreffeod die Bestimmung der geometrischen, mechanischen und Widerstandscharakteristiken der durch Schneiden und Walzen hergestellten Stiftschrauben*
Die Arbeit stellt die experimentelle Ergebnisse, welche die Vergleichsuntersuchungen der Geometrie, der metallurgischen und Widerstandscharakteristiken bei dem statischem Bruch der Stiftschrauben erhalten wurden, in verschiedenen thermischen Betriebsbedingungen, welche als charakteristisch für deren praktischen Funktionierung betrachtet werden, vor.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

C.Z. 622.245.544

Călin, P. *Die Wirkung einiger fortgeschrittenen Methoden für die Erhöhung der Entölung der Lagerstätten*
In der Arbeit wird die Erhöhung der Entölung durch Anwendung der chemischen EOR Methoden (Injektion von mizzellaren Lösungen, Polymerenlösungen und ätzende Lösungen) und mischbare (Injektion von CO_2, Inertgase flüssige oder gasförmige Kohlenwasserstoffe und Alkohole) bewertet.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 1, 1990

Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de Informare Documentară pentru Industria Minieră, Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector I, cod 71104, C.P. 22 — 146, telefon 59.29.75.
Tiparul: Întreprinderea Poligrafică „Universul", str. Brezoianu nr. 23 — 25, Bucureşti, c. 1709
Preţul: 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu

UNIVERSUL — c. 1709 **43 103**

Cîteva aspecte privind proiectarea sistemului de avans fără lanț (SAFL) pentru combinele de abataj

Conf. dr. ing. **V. Zamfir**, prof. dr. ing. **N. Iliaș**
Institutul de Mine Petroșani
ing. **D. Jula**
I.C.S.I.T.U.M.M.R. Timișoara—filiala Petroșani
ing. **Sorina Rusz**
Întreprinderea minieră Lupeni

Într-un studiu anterior (v. Revista Mine, Petrol și Gaze nr. 12, dec. 1989) s-au scos în evidență avantajele nete pe care le prezintă sistemele de avans fără lanț (SAFL), față de toate celelalte tipuri de sisteme de avans ale combinelor miniere de abataj.

Lucrarea de față își propune să prezinte cîteva elemente privind proiectarea SAFL, cu angrenaje cicloidale, considerate a fi aplicabile la toate întreprinderile miniere unde, în prezent, combinele de abataj, indigene sau din import, au sisteme de avans cu lanț SAL, cu excepția combinelor 2KȘ-3 aflate în funcțiune la I. M. Valea de Brazi, care sînt dotate cu SAFL, format din roată cu bolțuri, roată cicloidală intermediară și ghidaj rigid tip cremalieră cu bolțuri.

Generarea profilului cicloidal [8; 9; 10; 11]

Angrenajele cicloidale au ca profil al dinților curbele cicloidale.

Pentru o angrenare corectă, profilele dinților celor două roți în angrenare trebuie să fie curbe reciproc înfășurabile.

Generarea acestor curbe se face cu ajutorul teoremei lui Camus, cu particularitatea că, în acest caz, curba generatoare este degenerată într-un punct C situat chiar pe centroida auxiliară (fig. 1) [9].

În figura 1 se consideră centroidele C_1 și C_2 care reprezintă cercurile de rostogoloire ale roților *1* și *2* în angrenare. Un punct C al cercului C_{s1} de rază ρ_1 (centroida auxiliară) va descrie hipocicloida K_1, prin rostogolirea cercului C_{s1}, peste centroida C_1(generînd profilul piciorului dintelui roții *1*) și epicicloida K_2, prin rostogolirea cercului C_{s1} peste centroida C_2 (generîndu-se astfel profilul capului dintelui roții *2*). Cele două profile astfel obținute sînt curbe reciproc înfășurabile, conform teoremei lui Camus.

Pentru generarea profilului vîrfului dintelui roții *1* și a bazei dintelui roții *2*, se rostogolește altă centroidă auxiliară C_{s2} (cercul de rază ρ_2) peste centroidele C_1, respectiv C_2, obținîndu-se, de asemenea, curbele reciproc înfășurabile K_1' și K_2'.

Se observă că cele două centroide auxiliare pot fi cercuri de raze diferite (ρ_1 și ρ_2), rezul-

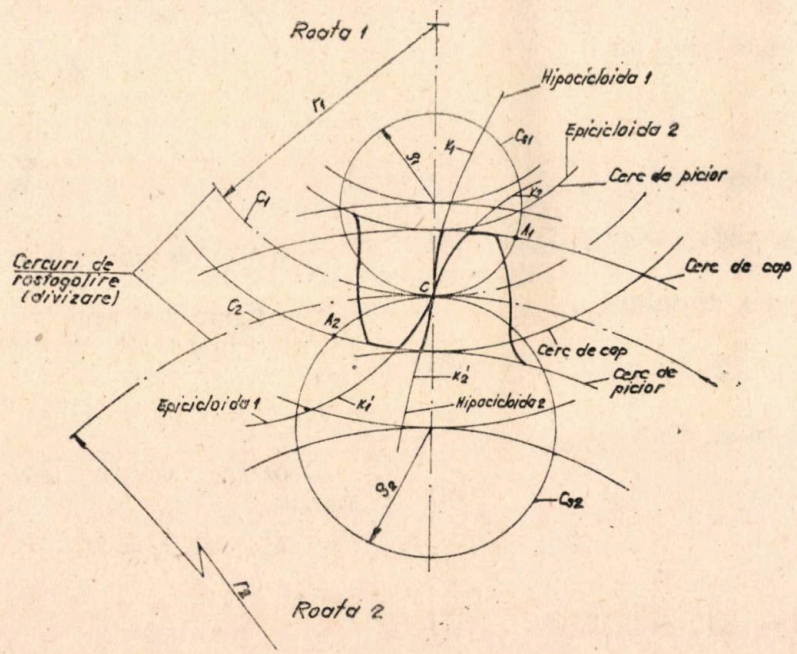


Fig. 1. Generarea profilului cicloidal.

tînd astfel două infinităţi de curbe reciproc înfăşurabile.

Acest fapt este un dezavantaj pentru stabilirea unei tehnologii de execuţie a roţilor dinţate cu profil cicloidal [9, pag. 279] însă, în compensare, roţile cu profil cicloidal asigură o angrenare corectă, cu un raport de transmitere constant şi au o uzură mică, din cauza contactului unei curbe convexe cu una concavă [10, pag. 404].

Dificultăţile în execuţia profilului danturii (avînd un punct de inflexiune) duc la o producţie imprecisă şi neeconomică (roţile de schimb trebuie executate cu aceeaşi centroidă auxiliară (ruletă)); pe lîngă modul şi numărul de dinţi, aici trebuie să se ţină seama de raza ruletei.

Un alt mare dezavantaj constă în necesitatea menţinerii constante a distanţei dintre axele roţilor, care trebuie respectată riguros pentru a se asigura condiţiile cinematice, ceea ce este greu de realizat, din cauza uzurii din lagăre şi încovoierii elastice a arborilor [8, pag. 255].

Relaţii geometrice la danturi cicloidale [10]

Parametrii geometrici ai roţilor dinţate cicloidale se determină cu relaţii similare cu cele de la roţile evolventice:

— pasul angrenării:

$$p = \pi \cdot m; \tag{1}$$

— diametrul cercului de divizare:

$$d = z \cdot m; \tag{2}$$

— diametrul cercului exterior:

$$d_a = m(z + 2\,h_a^*); \tag{3}$$

— diametrul cercului interior:

$$d_f = m[z - 2(h_a^* + c^*)]; \tag{4}$$

— înălţimea capului dintelui:

$$h_a = h_a^* \cdot m; \tag{5}$$

— înălţimea piciorului dintelui:

$$h_f = (h_a^* + c^*)m; \tag{6}$$

— raza ruletelor:

$$\rho_1 = Y_1 \cdot m = (0{,}15 \sim 0{,}225)d_1; \tag{7}$$

$$\rho_2 = Y_2 \cdot m = (0{,}15 \sim 0{,}225)d_2. \tag{8}$$

Cei doi coeficienţi h_a^* şi c^* reprezintă coeficientul de înălţime de referinţă al capului dintelui şi are valoarea $h_a^* = 1$ şi uneori 0,8, respectiv coeficientul jocului radial de referinţă la piciorul dintelui ($c = c^* \cdot m$) şi are valoarea $c^* = 0{,}3$.

Linia de angrenare este formată din arcele C_1 şi C_2 (fig. 1), determinate de cercurile exterioare pe ruletele respective, ceea ce conduce la un grad de acoperire ε egal cu:

$$\varepsilon = \frac{\text{arc } A_1C + \text{arc } A_2C}{p}. \tag{9}$$

Întrucît linia de angrenare este formată din arce de cerc, rezultă că unghiul de angrenare α este o mărime variabilă cuprinsă între zero şi $\frac{\theta}{2}$ (θ este unghiul de rotaţie al ruletei).

Pentru calculul gradului de acoperire ε la roţile cu profil cicloidal se va nota:

$$\text{arc } A_1C = e_1 \tag{10}$$
$$\text{arc } A_2C = e_2.$$

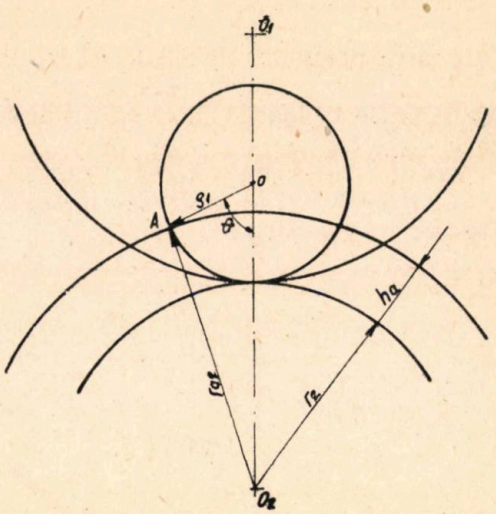


Fig. 2. Gradul de acoperire la angrenajul cu profil cicloidal

Din figura 2 şi aplicînd teorema cosinusului în triunghiul OAO_2 se poate scrie:

$$r_{a2}^2 = \rho_1^2 + (r_2 + \rho_1)^2 - 2\rho_1\,(r_2 + \rho)\cos\theta. \tag{11}$$

Deoarece pentru $h_a^* = 1$, $r_{a2} = r_2 + h_a$, rezultă:

$$h_a^2 + 2h_a\,r_2 = 2(\rho_1 + r_2).\ \rho_1(1 - \cos\theta) \tag{12}$$

sau:

$$1 - \cos\theta = 2\cos^2\frac{\theta}{2} = \frac{h_a^2 + 2h_a r_2}{2\rho_1(\rho_1 + r_2)}. \tag{13}$$

Dacă $h_a = m$ și $2r_2 = mz_2$ și punînd $\rho_1 = Y_1 \cdot m$, se obține :

$$\sin\frac{\theta}{2} = \sqrt{\frac{m^2 + m^2 \cdot z_2}{4Y_1 \cdot m^2\left(Y_1 + \frac{z_2}{2}\right)}} = \frac{1}{2Y_1}\sqrt{\frac{1+z_2}{1+\frac{z_2}{2Y_1}}} \qquad (14)$$

și, deoarece : $e_1 = \theta \cdot \rho_1$, rezultă :

$$e_1 = 2\cdot\rho_1 \operatorname{arc}\sin\frac{1}{2Y_1}\sqrt{\frac{1+z_2}{1+\frac{z_2}{2Y_1}}}. \qquad (15)$$

Prin analogie, arcul e_2 va fi dat de relația :

$$e_2 = 2\cdot\rho_2\cdot\operatorname{arc}\sin\frac{1}{2Y_2}\sqrt{\frac{1+z_1}{1+\frac{z_1}{2Y_2}}}. \qquad (16)$$

Întrucît $2Y_1 > 1$ și $2Y_2 > 1$, deoarece $\rho_1 > 2m$ și $\rho_2 > 2m$, arcele e_1 și e_2 cresc cu cît numerele de dinți z_1 și z_2 sînt mai mari.

Rezultă, prin urmare, că se pot obține numerele minime de dinți pentru care gradul de acoperire să aibă valori satisfăcătoare, cu relația :

$$\varepsilon = \frac{e_1 + e_2}{p} > 1{,}05. \qquad (17)$$

Profilul cicloidal aproximativ [7; 10; 11]

Dificultățile de execuție ale profilului cicloidal au condus la realizarea unui profil aproximativ pentru roțile cu un număr relativ mic de dinți. Dintele este subțire și înalt, necesitînd jocuri mari între dinți, atît laterale, cît și în adîncime.

Elementele geometrice se stabilesc luîndu-se în considerare forma dintelui, adică acele mărimi care determină dimensiunile capului și ale piciorului dintelui. Cu notațiile din figura 3 și considerînd raza de curbură ρ a arcului capului dintelui se poate scrie că raza cercului exterior este :

$$r_a = r_c \cdot \cos\beta + \sqrt{\rho^2 - r_c^2\sin^2\beta}, \qquad (18)$$

unde r_c este raza cercului care unește centrele de curbură ale profilului capului (se poate considera rază a cercului de rostogolire).

Cu teorema cosinusului în triunghiul OMC se determină unghiul β astfel :

$$\rho^2 = r_c^2 + r_a^2 - 2r_c r_a \cdot \cos\beta, \qquad (19)$$

de unde $\beta = \operatorname{arc}\cos\dfrac{r_c^2 + r_a^2 - \rho^2}{2\,r_a\,r_c}$.

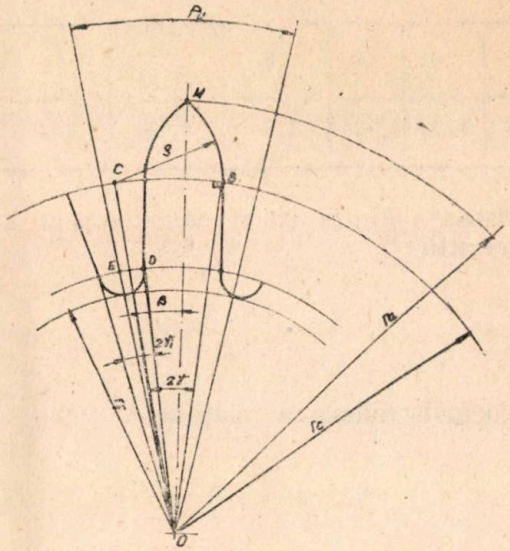


Fig. 3. Elementele geometrice principale ale profilului cicloidal aproximativ.

Unghiul la centru 2γ al profilului dintelui va fi :

$$2\gamma = (2 \sphericalangle COB - \beta) = 2\left(\operatorname{arc}\sin\frac{\rho}{r_c} - \beta\right), \qquad (20)$$

iar unghiul la centru, corespunzător golului dintre dinți, $2\gamma_f$ este :

$$2\gamma_f = p_u - 2\gamma, \qquad (21)$$

unde p_u este pasul unghiular, $p_u = 360/z$.

Se va determina raza de racordare la piciorul dintelui care este importantă deoarece există jocuri radiale mari. Dacă se notează prin ρ_f această rază, din triunghiul ODE se poate scrie :

$$r_f \sin\gamma_f = \rho_f - \rho_f \sin\gamma_f, \qquad (22)$$

deci :

$$\rho_f = \frac{\sin\gamma_f}{1 - \sin\gamma_f}\cdot r_f, \qquad (23)$$

unde r_f este raza cercului interior avînd valoarea :

$$r_f = r_a - h, \qquad (24)$$

în care h este înălțimea dintelui care se ia tot ca un produs de modul:

$$h = k_h \cdot m. \tag{25}$$

Coeficientul k_h este dat tabelar și el crește cu numărul de dinți z (informativ, vezi tab. 1, [10]).

Frecvent se utilizează profilele din figura 4 *b*, *c*, *d*.

Din punct de vedere cinematic, angrenajele cu profil cicloidal aproximativ nu se supun legii fundamentale a angrenării (deoarece epicicloida este înlocuită printr-un arc de cerc) și, ca urmare, raportul de transmitere nu este constant, iar frecarea și uzura flancurilor din-

Tabelul 1

z_p	6	7	8	9	10	11	12	14	15	16	18	20
k_h	1,72	1,825	1,9	1,96	2,02	2,08	2,14	2,24	2,28	2,32	2,365	2,41

Distanța dintre axe se calculează cu relația cunoscută:

$$a = \frac{m(z_1 + z_2)}{2}, \tag{26}$$

iar jocurile radiale cu relațiile:

$$c_1 = a - \frac{r_{a2} - r_{f1}}{2}; \tag{27}$$

$$c_2 = a - \frac{r_{a1} - r_{f2}}{2}. \tag{28}$$

Mărimile arcelor de cerc pentru capetele dinților se aleg în funcție de diferite normative. Astfel, normativele (pentru roți de ceasornice) prevăd alegerea razei ρ a arcelor de cerc, în raport cu grosimea dinților de pe cercurile de rostogolire (fig. 4).

ților sînt foarte mari. Din această cauză se recomandă utilizarea angrenajelor de acest gen la mecanisme cu turații mici și foarte mici, uzura fiind semnificativă doar după un număr de ani de funcționare.

Se menționează însă, că la angrenajele multiplicatoare cu raport mare de transmitere și roată condusă cu număr mic de dinți nu pot fi utilizate roți cu profil în evolventă din cauza randamentului instantaneu foarte scăzut al acestora la intrarea în angrenare.

Rezultate bune se obțin folosind roți cu profil cicloidal aproximativ, profil care îndeplinește următoarele condiții [11]:

- angrenarea începe în apropierea polului, încît raza de contact este mică și momentul instantaneu, în acest punct, este mare;
- variația mare a distanței între axe influențează puțin valoarea momentului instantaneu la începutul angrenării, iar variațiile raportului de transmitere nu depășesc limitele admise;
- randamentul mediu este mai mare decît

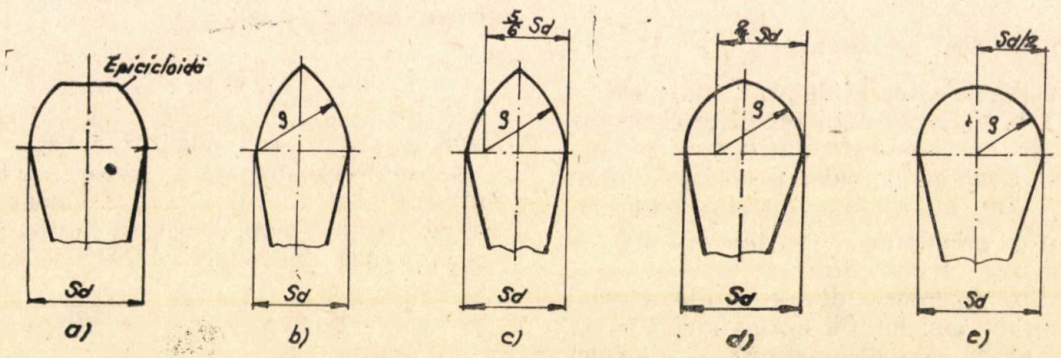


Fig. 4. Tipuri de dinți cu profil cicloidal aproximativ.

$$\rho = S_d;\ \rho \parallel \frac{5}{6} S_d;\quad \rho = \frac{2}{3} S_d;\ \rho = \frac{S_d}{2}. \tag{29}$$

În figură este arătată forma constructivă a acestor dinți alături de un dinte al cărui cap este format din arce de epicicloidă (fig. 4 *a*).

cel al unui angrenaj în evolventă cu același număr de dinți.

Avantajul principal al angrenajelor cu profil cicloidal aproximativ constă în posibilitatea realizării unui raport de angrenare mare la dimensiuni relativ mici (pinion $z_p = 6 \ldots 20$, roată $z_r = 14 \ldots 120$).

La o transmisie avînd roata condusă cu mai puțin de 14 dinți și cu mișcare lentă, intermitentă, roțile cu profil cicloidal aproximativ asigură o funcționare corectă, deși prezintă variații mari ale raportului de transmitere. Aceste angrenaje nu se folosesc la viteze ridicate deoarece, ca rezultat al șocurilor, apar zgomote, iar dinții se uzează rapid.

Angrenajele cu profil cicloidal aproximativ au prevăzute jocuri de rostogolire mari pentru a permite variații ale distanței între axe în limitele jocului radial, fără riscul blocării cauzat de praful și de murdăria ce s-ar localiza între dinți.

Jocul de rostogolire este obținut prin reducerea grosimii dinților pinionului fără ca aceasta să pericliteze rezistența lor.

Angrenaje cicloidale cu bolțuri

Angrenajele cicloidale cu bolțuri sînt cazuri particulare ale angrenajelor cicloidale și își pot găsi utilizare la mecanismul de avans al combinei. Roata *1* în acest angrenaj este prevăzută cu bolțuri (cilindri) fixați între două discuri; roata *2* este realizată dințat (fig. 5). În angrenajul cu bolțuri, ca centroidă auxiliară folosită pentru formarea profilului cicloidal conform

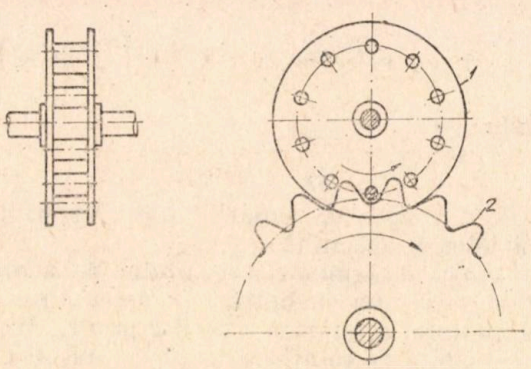


Fig. 5. Angrenajul cicloidal cu bolțuri.

teoremei lui Camus servește centroida uneia din roțile de transmisie — circumferința cu rază r_1 din figura 1.

La rostogolirea circumferinței de rază r_1 pe circumferința de rază r_2 se formează două ramuri ale epicicloidei: P_α și P_β (fig. 6). Astfel, drept profile pentru dinții roților se pot adopta:

— punctul P legat de roata *1*;

— curbele P_α și P_β legate de roata *2*.

În practică, în locul unor astfel de profile se utilizează profile echidistante cu acestea, și anume:

— circumferința de rază r_0;

— curbele $d - d$ și $d - d'$ echidistante ramurilor corespunzătoare ale epicicloidei.

În cazul profilelor teoretice, drept linie de angrenare este arcul circumferinței de rază r_1.

Pentru sensurile de rotație a roților indicate în figura 6 și în cazul elementului conducător — roata *1* — ca porțiune de lucru a liniei de angrenare va servi arcul Pe.

Pentru profilele echidistante celor teoretice, ca linie de angrenare va servi curba PM (fig. 7), care poate fi aflată pornind de la următorul raționament. Cînd roata *1*, cu bolțuri, va fi rotită cu unghiul φ_1, centrul bolțului trece din poziția P în poziția P'. Bolțul va intra în con-

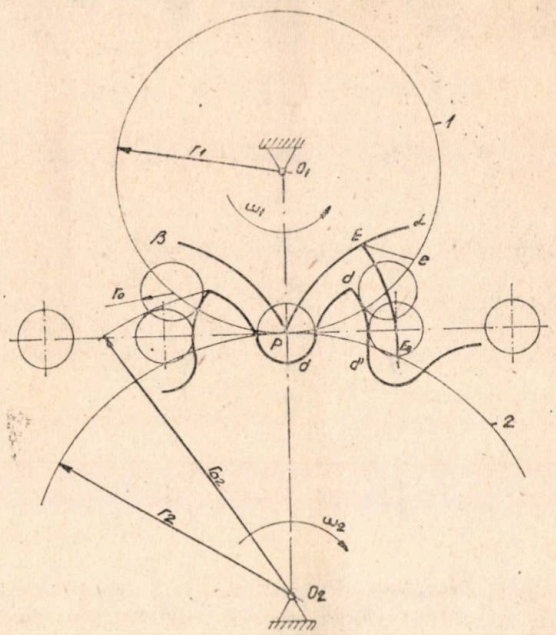


Fig. 6. Generarea profilului la angrenajul cicloidal cu bolțuri.

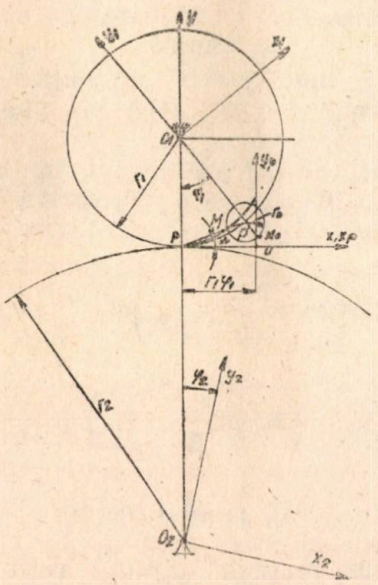


Fig. 7. Sinteza analitică pentru angrenajul cicloidal cu bolțuri.

tact cu profilul conjugat într-un punct care este așezat pe normala la profil. La profilele teoretice, întrucît unul din ele este epicicloidă, drept normală la profile, la contactul acestora în P', servește coarda PP'. La profilele realizate în practică, ca echidistante celor teoretice, normala în punctul de contact al acestora este aceeași ca și la cele teoretice. Din aceasta reiese că punctul de contact va fi punctul M.

Linia de angrenare PM poate fi determinată și pe cale analitică [5].

Astfel, în sistemul de coordonate fix x, y (fig. 7) linia de angrenare se va determina prin ecuația :

$$x = PM\cos\alpha = (PP' - r_0)\cos\alpha; \quad (30)$$

$$y = PM\sin\alpha = (PP' - r_0)\sin\alpha.$$

Dar $PP' = 2r_1\sin\frac{\varphi_1}{2}$, $\alpha = \frac{\varphi_1}{2}$.

Prin urmare :

$$x = \left(2r_1\sin\frac{\varphi_1}{2} - r_0\right)\cos\frac{\varphi_1}{2};$$

$$y = \left(2r_1\sin\frac{\varphi_1}{2} - r_0\right)\sin\frac{\varphi_1}{2}. \quad (31)$$

Dacă frezarea dinților roții *2* se realizează prin metoda rulării, apare necesitatea determinării profilului conturului inițial. Fie roata cu bolțuri rotită cu unghiul φ_1, iar roata *2* rotită cu unghiul corespunzător φ_2.

Conturul inițial al cremalierei de care este legat sistemul de coordonate x_p, y_p va ocupa poziția arătată în figura 7.

Profilele dinților roții cu bolțuri, ai roții *2* și ai cremalierei, vor avea ca punct comun punctul M.

Profilul dinților conturului inițial, ca loc geometric al punctelor M, se va determina prin ecuațiile :

$$x_p = \left(2r_1\sin\frac{\varphi_1}{2} - r_0\right)\cos\frac{\varphi_1}{2} - r_1\varphi_1;$$

$$y_p = \left(2r_1\sin\frac{\varphi_1}{2} - r_0\right)\sin\frac{\varphi_1}{2}. \quad (32)$$

Pentru $r_0 = 0$, profilul dinților cremalierei va fi, așa cum era de așteptat, o cicloidă.

Ecuațiile profilului dinților roții *2* se pot obține dacă raportăm ecuațiile liniei de angrenare la sistemul de coordonate x_2, y_2 (fig. 7) legat de această roată.

Matricea care exprimă trecerea de la coordonatele x, y la coordonatele x_2, y_2 este :

$$M_{20} = \begin{Vmatrix} \cos\varphi_2 & -\sin\varphi_2 & -r_2\sin\varphi_2 \\ \sin\varphi_2 & \cos\varphi_2 & r_2\cos\varphi_2 \\ 0 & 0 & 1 \end{Vmatrix} \quad (33)$$

Trecerea dintr-un sistem în celălalt se realizează prin egalitatea matriceală $r_2 = M_{20}\cdot r$. Coordonatele x_2, y_2 au forma :

$$\begin{cases} x_2 = x\cos\varphi_2 - y\sin\varphi_2 - r_2\sin\varphi_2 \\ y_2 = x\sin\varphi_2 + y\cos\varphi_2 + r_2\cos\varphi_2 \\ t_2 = t = 1 \end{cases} \quad (34)$$

Ținînd cont de expresiile (31), după transformări, obținem :

$$x_2 = r_1\sin(\varphi_1 + \varphi_2) - (r_1 + r_2)\sin\varphi_2 - r_0\cos\left(\frac{\varphi_1}{2} + \varphi_2\right);$$

$$y_2 = -r_1\cos(\varphi_1 + \varphi_2) + (r_1 + r_2)\cos\varphi_2 - r_0\sin\left(\frac{\varphi_1}{2} + \varphi_2\right), \quad (35)$$

unde :

$$\varphi_2 = \varphi_1\cdot i_{21}.$$

Pentru $r_0 = 0$, ecuația (35) reprezintă o epicicloidă obișnuită.

Pentru determinarea gradului de acoperire al angrenajului cu bolțuri se notează raza circumferinței exterioare a roții *2* prin r_{a2} (fig. 6), iar unghiul de rotație al roții cu bolțuri corespunzător sfîrșitului de angrenare prin φ_{1a}.

Fie x_e, y_e coordonatele punctului extremal al liniei de angrenare pentru $\varphi_1 = \varphi_{1a}$, atunci pe baza relației (34) avem :

$$r_{a2}^2 = (r_2 + y_e)^2 + x_e^2. \quad (36)$$

Folosind ecuațiile (31), după transformări obținem :

$$\sin^2\frac{\varphi_{1a}}{2} - \frac{r_0(r_2 + 2r_1)}{2r_1(r_2 + r_1)}\sin\frac{\varphi_{1a}}{2} + \frac{r_2^2 + r_0^2 + r_{a2}^2}{4r_1(r_1 + r_2)} = 0. \quad (37)$$

Din această ecuație rezultă φ_{1a} — unghiul de rotație al roții cu bolțuri, de la începutul pînă la sfîrșitul angrenării.

Gradul de acoperire se află conform formulei :

$$\varepsilon = \frac{\varphi_{1a}}{\frac{2\pi}{z_1}}, \qquad (38)$$

unde z_1 este numărul de bolțuri.

Sinteza grafică [6; 7; 8]

Pentru a asigura un joc lateral la angrenare, bolțurile se aleg cu diametrul $d = \frac{19}{40} \cdot p$ și au centrele echidistante pe cercul de divizare al roții.

Profilul conjugat unui bolț (rolă) poate fi determinat astfel. Pornind de la punctul de rostogolire C, se delimitează prin punctele $1'$, $2'$, ... $1''$, $2''$, ... un număr oarecare de lungimi de arce egale pe ambele cercuri de rostogolire (fig. 8).

Fie O' poziția centrului rolei de la care se pornește construcția. Dreapta care unește O' cu unul din punctele fixate pe cercul de rostogolire cu raza r_1, de exemplu cu $4'$, reprezintă normala la profil, adică la rolă, în punctul de intersecție cu periferia ei, respectiv în d_1. Locul în care acest punct va ajunge în contact cu profilul conjugat se găsește la intersecția C^{IV} a cercului descris din O_1 cu raza O_1d_1, cu arcul de cerc descris din C, cu raza $4'd_1$.

Punctul d_2 al profilului conjugat, corespunzător punctului d_1 de pe periferia rolei, se află pe cercul descris din O_2, cu raza O_2C^{IV} la distanță $4'd_1$ față de punctul $4''$.

Un alt mod de generare a profilului capului dintelui roții *2* este reprezentat în figura 9, unde cercul-centroidă C_{s1} (fig. 1) are raza ρ_1 egală cu raza r_1 a cercului centroidă C_1.

În acest caz, un punct C al centroidei C_{s1} de rază r_1 va descrie, prin rostogolirea acesteia peste centroida C_2, o epicicloidă K_2, în planul roții *2*. În timpul angrenării, pentru a se putea transmite putere, este necesar ca punctul C să fie materializat printr-un bolț (rolă) de rază r_0.

În acest caz, profilul capului dintelui va fi o curbă K_{2r}, echidistantă față de epicicloida K_2 (înfășurătoarea cercurilor cu diametrele egale cu al bolțului și cu centrele pe epicicloidă), iar profilul piciorului dintelui, un cerc de rază $r_0' > r_0$.

Acest angrenaj are avantajul unei execuții fără dificultăți tehnologice a roții cu bolțuri (profilul bolțurilor este un cerc, iar bolțurile sînt echidistant plasate pe cercul de rostogolire). Angrenajul cu bolțuri este utilizat atunci cînd roata *1* (cu bolțuri) necesită dimensiuni mari. Cînd roata *1*, la limită, are rază infinită, se transformă într-o cremalieră cu bolțuri echidistant plasate.

De cele mai multe ori, în practică, se preferă angrenajul cu bolțuri derivat din angrenajul

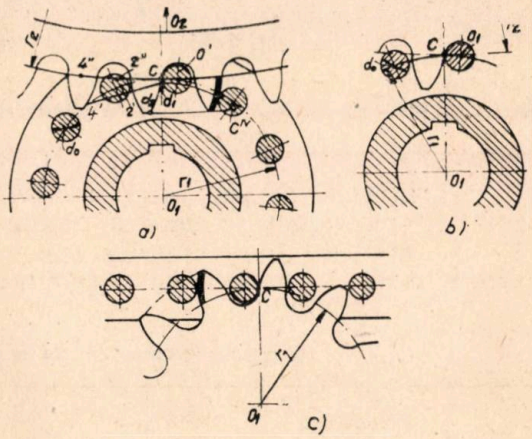


Fig. 8. Sinteza grafică pentru angrenajul cicloidal cu bolțuri.

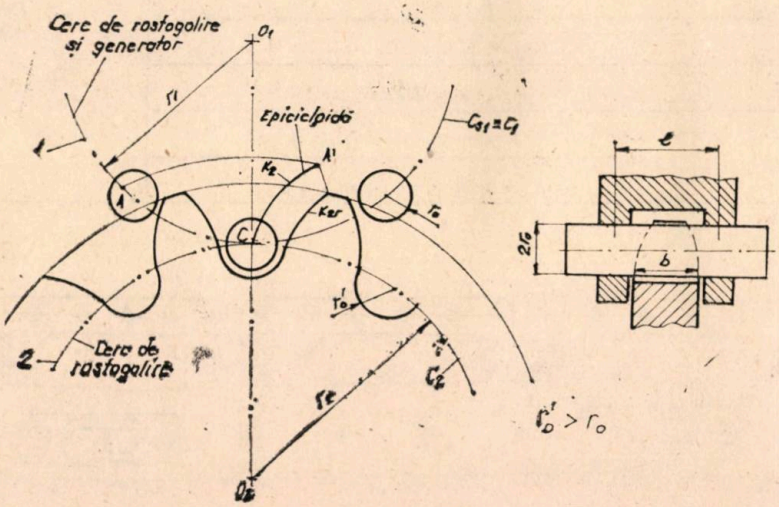


Fig. 9. Alt mod de generare a profilului capului dintelui roții.

cicloidal aproximativ, la care piciorul dintelui roții 2 este profilat de o dreaptă radială racordată ρ'_r la bază cu raza $\rho' > d_0/2$ (fig. 10).

În acest caz, elementele geometrice ale angrenajului cu bolțuri sînt date în tabelul 2 [11].

Avantajele angrenajelor cu bolțuri, derivate din angrenajul cicloidal aproximativ, constau dintr-o execuție simplă și comportare bună la șocuri; totodată ele pot lucra în medii cu praf și murdărie.

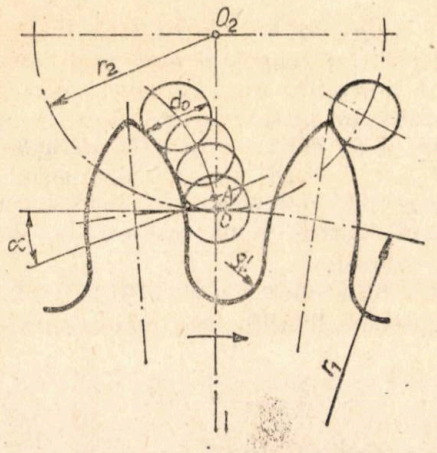


Fig. 10. Angrenajul cicloidal cu bolțuri cu profil aproximativ.

Ca dezavantaje, se pot menționa precizia scăzută de transmitere și uzarea pronunțată dacă angrenajul se întrebuințează la mecanisme de viteză. Acest ultim dezavantaj este nesemnificativ la vitezele mici cerute de funcționarea avansalui la combinele miniere.

Ghidajul cremalieră

La SAFL cu angrenaje cicloidale, în locul lanțului de tracțiune folosit la SAL, se folosește un ghidaj rigid tip cremalieră cu bolțuri, alcătuit din elemente legate articulat la rama transportorului.

De exemplu, la combinele firmei Eickhoff, care au sistem de avans fără lanț, Eicotrack, elementele de cremalieră montate pe rama transportorului au jumătate din lungimea jgheabului. În felul acesta, unui jgheab îi revin două lungimi de elemente de cremalieră, una de la un element întreg așezat simetric față de mijlocul lungimii jgheabului, iar cealaltă de la cele două elemente (precedent și următor), care fac trecerea peste locurile de îmbinare cap la cap a jgheaburilor (fig. 11).

La I. M. Valea de Brazi, așa cum s-a mai amintit, funcționează două combine 2KȘ-3 sprijinite pe cîte un transportor blindat greu tip TR-7, pe rama căruia este fixată cremaliera, formată dintr-un set de rame tip ROLL-TRACK, fabricate de CEPROM Satu-Mare, cu lungimi de 1 500 mm (fig. 12).

Calcule de rezistență

Caracterul dinamic al solicitărilor angrenajelor cicloidale aproximative face dificil calculul de dimensionare sau verificare al aces-

Tabelul 2

Elemente geometrice ale angrenajului cu bolțuri (aproximativ) (fig. 10)

Denumirea	Relația de calcul	Recomandări
Grosimea dintelui	$s = 0{,}5\ p = 1{,}57\ m$	Pentru $z_p^* < 10$ $0{,}5\ f_c = 1{,}35$ Pentru $z_p > 10$ $0{,}5\ f_c = 1{,}57$
Înălțimea piciorului	$h_f = 1{,}57\ m$	
Înălțimea capului	$h_a = 0{,}5\ f_c m$	
Raza arcului de cap	$\rho = 1{,}4\ s = 2{,}2\ m$	
Diametrul bolțului	$d_0 = \pi m/3$, pentru $z_p \leq 8$	
	$d_0 = 2\pi\ m/5$, pentru $z_p > 8$	

* z_p — număr de bolțuri.

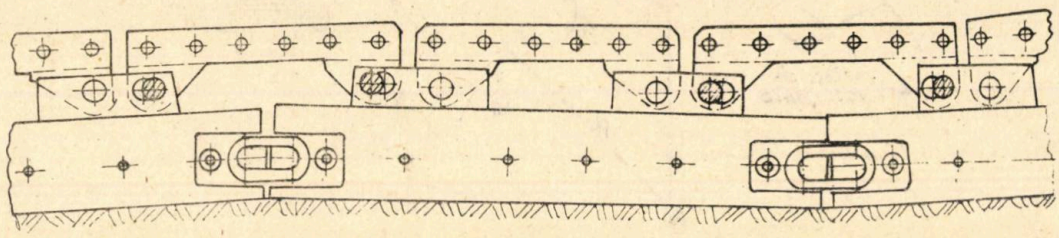


Fig. 11. Cremaliera combinei Eickhoff.

tora. Pentru a preveni ruperea dinților în momentul impactului la intrare în angrenare, aceștia trebuie să aibă dimensiuni corespunzătoare. Adoptînd principiile de calcul ale angrenajelor evolventice, pentru angrenajele cicloi-

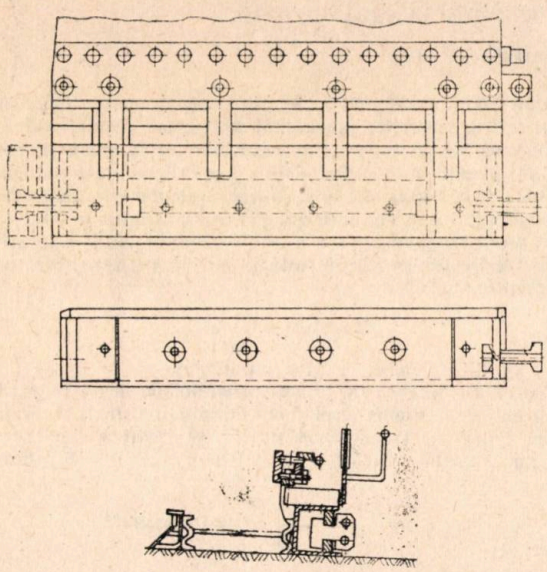


Fig. 12. Set de elemente cremalieră pentru TR-7 pentru combina 2KȘ-3.

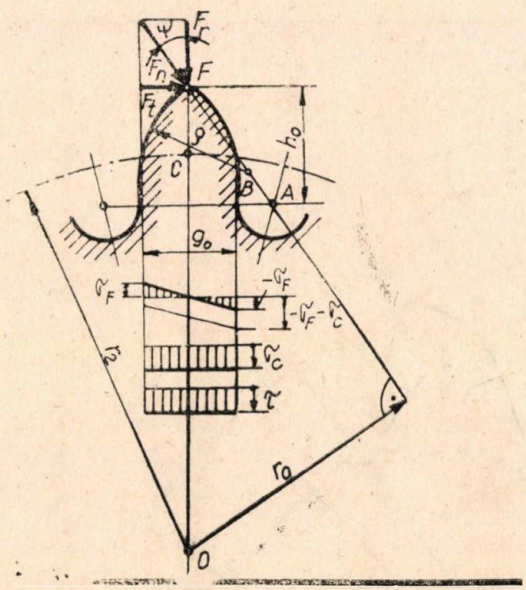


Fig. 13. Schema de calcul (la încovoiere) pentru dintele roții.

dale aproximative solicitarea principală rămîne solicitarea de încovoiere la piciorul dintelui. Solicitarea de contact, datorită faptului că aceste angrenaje au mișcare lentă, intermitentă, are efecte semnificative (uzare) după un timp de funcționare îndelungat. Astfel, prin analogie cu angrenajul evolventic, modulul se poate determina din condiția de rezistență a dintelui la picior [11]:

$$m = \sqrt{F_t Y_F / \psi_m \sigma_{pF}}\,, \qquad (39)$$

unde:

$F_t = 2T_1/d_1$ este forța tangențială;

Y_F — factorul de formă al dintelui;

$\psi_m = b/m$ — coeficientul de lățime al roții;

σ_{pF} — tensiunea admisibilă la piciorul dintelui.

Cazul cel mai defavorabil de solicitare a dintelui roții apare atunci cînd forța de angrenare acționează pe vîrful acestuia (fig. 13). În acest caz, factorul de formă al dintelui poate fi calculat cu relația:

$$Y_F = \frac{rm}{r_a g_0} \sqrt{(6h_0/g_0 - \operatorname{ctg}\ \psi)^2 + 3}\,, \qquad (40)$$

în care:

r este raza de divizare a roții;

r_a — raza cercului de cap;

h_0, g_0, ψ — mărimi geometrice indicate în figura 13, determinabile grafic sau analitic.

Pentru calculul danturii pinionului, se va ține cont că acesta intră în angrenare în apropierea liniei centrelor, deci încovoierea dintelui se va produce sub acțiunea forței tangențiale acționînd la nivelul cercului de divizare (fig.14). Pentru acest caz, factorul de formă al dintelui se poate calcula cu relația:

$$Y_F = \frac{m}{g_0} \sqrt{36h_0^2/g_0^2 + 3.} \qquad (41)$$

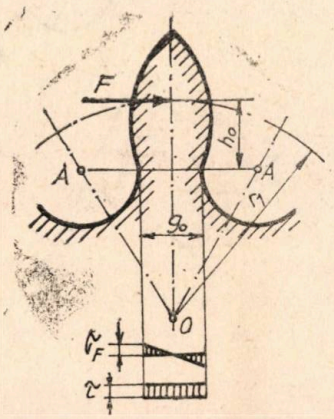


Fig. 14. Schemă de calcul (la încovoiere) pentru dintele pinionului.

Bolțul cremalierei este solicitat, în principal, tot la încovoiere. Mărimea momentului încovoietor M_i depinde de modul în care acționează

sarcina pe bolţ şi de modul de fixare a bolţului în barele laterale ale cremalierei. Teoretic, sarcina de pe dinte se repartizează uniform pe bolţ, iar acesta este încastrat în barele cremalierei. Practic însă, se poate considera, din cauza impreciziei de execuţie a unor astfel de angrenaje, că sarcina este concentrată pe mijlocul bolţului, care este liber rezemat în găurile din barele cremalierei [7]. Pentru acest ultim caz relaţiile de lucru sînt :

— modulul de rezistenţă axial : $W_z = \pi d_0^3/32$;
— momentul încovoietor : $M_i = F_t \cdot l/4$;
— diametrul necesar al bolţului din condiţia de rezistenţă la încovoiere :

$$d = \sqrt{\frac{32 M_i}{\pi \sigma_{ai}}} = \sqrt{\frac{8 F_t \cdot l}{\pi \sigma_{ai}}}.$$

În formulele de mai sus, F_t (forţa pe bolţ) se ia în daN ; l (lungimea bolţului între reazeme) în cm ; σ_{ai} (tensiunea admisibilă în secţiunile bolţului) în daN/cm^2 ; d (diametrul bolţului) va rezulta în cm.

Din considerente funcţionale, diametrul bolţului trebuie să verifice relaţia :

$$d_0 = \frac{p}{2} - j = \frac{\pi m}{2} - j \qquad (42)$$

sau modulul necesar roţii dinţate, dacă diametrul bolţului se impune :

$$m = \frac{2}{\pi}(d_0 + j). \qquad (43)$$

Jocul j se ia egal cu $p/40$.

Exemplu de calcul

La un SAFL cu angrenaj cicloidal aproximativ, din motive constructive, pasul de plasare al bolţurilor cremalierei este de 100 mm, iar distanţa de la axa arborelui de ieşire din combină la planul axelor bolţurilor cremalierei este cuprinsă între 477 şi 510 mm. Să se stabilească elementele geometrice ale angrenajului şi cremalierei, pentru a asigura o viteză de avans a combinei de circa 6 m/min, ştiind că turaţia la arborele de ieşire din combină este $n = 5{,}62$ rot/min, iar forţa de tractare, 100 kN.

Rezolvare

Din condiţiile date, rezultă un modul $m = 31{,}83$ mm. Notînd cu D distanţa de la axa arborelui de ieşire la planul axelor bolţurilor cremalierei şi considerînd mai întîi un angrenaj cu raport de transmitere unitar, se verifică dacă se va respecta condiţia valorică a vitezei de avans, $v = 6$ m/min :

$$\omega = \frac{\pi n}{30} = \frac{\pi 5{,}62}{30} = 0{,}58852 \text{s}^{-1}$$

$$v = \omega \frac{D}{3} 60 = 20 \omega D = 20 \cdot 0{,}58852 (0{,}477 \ldots 0{,}510) =$$

$$= 5{,}6 \ldots 6{,}00 \text{ m/min}.$$

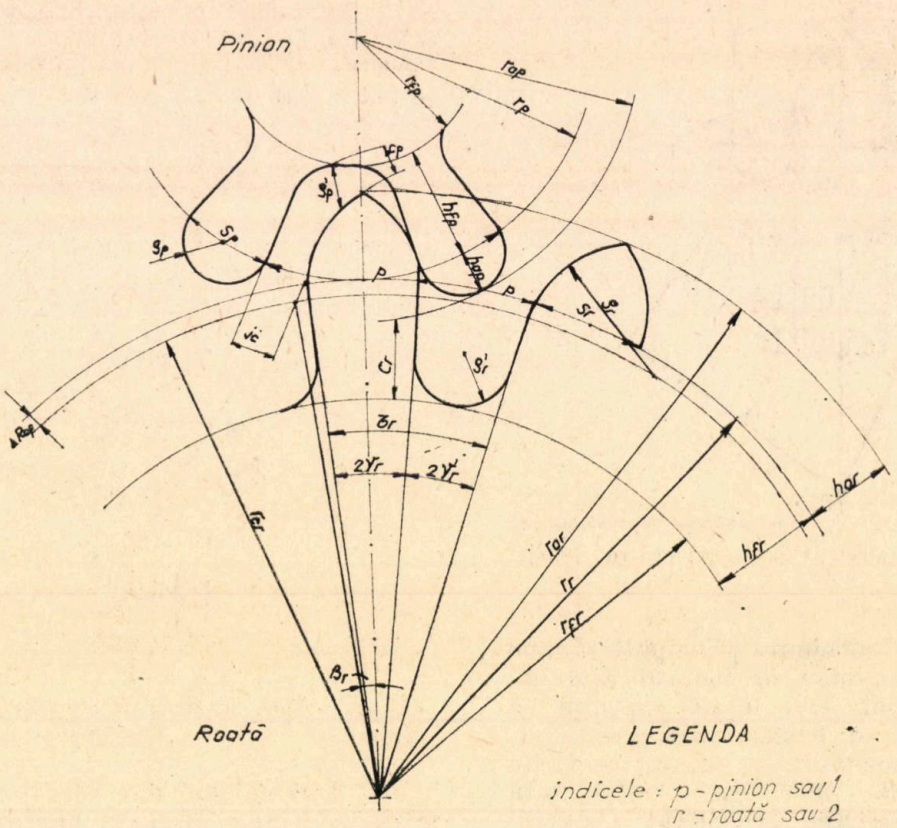


Fig. 15. Angrenajul cicloidal aproximativ din exemplul de calcul.

Prin urmare, un angrenaj cu raport de transmitere unitar cu distanța dintre axe egală cu $\frac{2}{3} D$ este satisfăcător.

În urma calculelor s-a decis pentru un angrenaj cu raport de transmitere ușor demultiplicator $z_2/z_1 = 11/10$, ale cărui elemente geometrice sînt trecute în tabelul 3 și pentru care $v = 5{,}99$ m/min, pentru $D = 509{,}28$mm.

Diametrul bolțurilor cremalierei rezultă $d_0 = 47{,}5$ mm.

Verificarea la rezistență se face cu relația (39), în care $Y_F = 13{,}5$; $F_t = 100$ kN; $\psi_m = 2{,}51$.

Rezultă:

$$\sigma_F = \frac{F_t \cdot Y_F}{\psi_m \cdot m^2} = \frac{100 \cdot 10^3 \cdot 13{,}5}{2{,}51 \cdot 31{,}83^2} = 530{,}16 \text{ N/mm}^2.$$

Considerînd un coeficient de siguranță $S_{FP} = 1{,}25$, rezultă un material cu tensiunea limită la oboseală prin încovoiere $\sigma_{0\,lim} = S_{FP} \cdot \sigma_F = 1{,}25 \cdot 530{,}16 = 662{,}7$ N/mm², valoare ce servește la alegerea materialului și tratamentului termic pentru roțile angrenajului.

Pentru cazul de față roțile sînt executate din oțel aliat cu Cr și Mn, cu tratament de nitrocementare, cu $C = 0{,}7 \ldots 1{,}0\,\%$ și $N = 0{,}15 \ldots 0{,}5\,\%$ (vezi tab. 7.3, STAS 12268-84), pentru care $\sigma_{0\,lim} = 750$ N/mm² — pentru care angrenajul va funcționa cu un coeficient de siguranță $S_{FPef} = 1{,}4$.

Alegerea tipului de angrenaj

Decizia privind alegerea tipului de angrenaj pentru un SAFL trebuie să țină seama, în primul rînd, de cerințele funcționale concrete ale mecanismului de avans și nu în ultimul rînd de posibilitățile de realizare cît mai ușoară a danturii roților componente.

Sub acest aspect, profilul cicloidal și cicloidal aproximativ se prezintă în felul următor.

Angrenajul cicloidal

Profilul cicloidal, tehnologic, este posibil a fi realizat cu ajutorul unei cremaliere de referință cu flancuri curbe sau prin descompunerea

Tabelul 3

Elementele geometrice ale roților și angrenajului cicloidal aproximativ (Exemplu de calcul)

Nr. crt.	Denumirea	Simbolul și relația de calcul	Relații auxiliare Recomandări	Rezultate (dimensiuni în mm)
1.	Diametrul de divizare	$d = m \cdot z$		$d_1 = 318{,}3$: $d_2 = 350{,}13$
2.	Raza arcului capului dintelui	$\rho = k_\rho \cdot m$	Pentru roată, k_ρ din [11] tab. 5.62 Pentru pinion, $k_\rho = 0{,}7$, dacă $z_p \leqslant 10$ și $k_\rho = 0{,}83$ dacă $z_p > 10$	$\rho_1 = 22{,}281$, pt. $k_\rho = 0{,}7$ $\rho_2 = 57{,}294$, pt. $k_\rho = 1{,}8$
3.	Raza cercului purtător al centrelor de curbură	$r_c = 0{,}5\, m \cdot z - k_c m$	Pentru roată, k_c din [11] tab. tab. 5.60 Pentru pinion, $k_c = 0$	$r_{c1} = 159{,}15$, pt. $k_c = 0$ $r_{c2} = 170{,}2905$, pt. $k_c = 0{,}15$
4.	Diametrul cercului de cap	$d_a = 2[r_c \cos\beta + (\rho^2 - r_c^2 \sin^2\beta)^{1/2}]$	$\beta = \arccos \frac{r^2 + r_c^2 - \rho^2}{2rr_c} - k_s \frac{180}{z}$	$d_{a1} = 362{,}862$, pt. $k_s = 0{,}5$
5.	Arcul de divizare al dintelui	$s = k_s p = \pi k_s m$		
6.	Grosimea dintelui pe coarda cercului de divizare	$\bar{s} = d \sin \frac{k_s \cdot 90}{z}$	Pentru roata motoare, $k_s = 0{,}5$ Pentru pinion condus, $k_s = 1/3$ dacă $z_p \leqslant 10$ și $k_s = 0{,}4$, dacă $z_p > 10$. Pentru angrenajul la care pinionul este motor și, uneori, condus $k_s = 0{,}45$	$d_{a2} = 425{,}10731$, pt. $k_s = 0{,}5$ $\beta_1 = 0$: $\beta_2 = 11{,}58008°$ $s_1 = 49{,}99844$ $s_2 = 44{,}998602$ $\bar{s}_1 = 24{,}97353$ $\bar{s}_2 = 22{,}48382$
7.	Înălțimea piciorului dintelui	$h_f = k_f \cdot m$	Pentru roata motoare, $k_f = 1{,}57$ Pentru pinion condus, k_f se alege din tab. 1.	$h_{f1} = 43{,}6071$, pt. $k_f = 1{,}37$ $h_{f2} = 34{,}3764$, pt. $k_f = 1{,}8$
8.	Diametrul cercului de picior	$d_f = d - 2h_f$	Pentru pinion motor și uneori condus, $k_f = 1{,}75$	$d_{f1} = 231{,}085$ $d_{f2} = 281{,}3772$
9.	Raza de curbură a golului dintre dinți	$\rho' = 0{,}5\, q\, d_f$	$q = \sin\gamma'/(1 - \sin\gamma')$; $\gamma' = 180/z + \beta - \text{arc}\sin(\rho/r_c)$	$\rho'_1 = 24{,}1409$, pt. $\gamma' = 9{,}95215°$ $\rho'_2 = 23{,}9783$, pt. $\gamma' = 8{,}373018°$
10.	Distanța dintre axe	$a = 0{,}5m\,(z_1 + z_2)$		$a = 334{,}215$
11.	Jocul de rostogolire	$j_t = p - (s_1 + s_2)$		$j_t = 4{,}99985$ $c_1 = 6{,}118$
12.	Jocul radial	$c_{1,2} = a - 0{,}5\,(d_{a2,1} + d_{f1,2})$		$c_2 = 12{,}0954$

mişcării de generare în două mişcări simple. Ambele variante sînt scumpe: prima variantă prin realizarea unei cremaliere generatoare cu flancuri curbe, iar cea de-a doua necesită maşini speciale.

Angrenajul cicloidal are un randament bun al angrenării.

Angrenajele cicloidale permit o capacitate de încărcare ridicată, mai ales prin solicitarea de contact datorită faptului că profilele în angrenare sînt unul concav şi celălalt convex. De asemenea, comportarea la solicitarea de încovoiere este destul de bună.

Angrenajul cicloidal are dezavantajul că este foarte sensibil la erorile de execuţie şi montaj, cerînd respectarea riguroasă a distanţei dintre axe, datorită faptului că cercul de rulare este, în acelaşi timp, cerc de divizare şi cerc de bază, punctele de racordare ale celor două curbe trebuind să vină neapărat în contact în timpul angrenării.

Considerentele menţionate limitează posibilităţile de utilizare practică a acestui tip de angrenaj [14].

Angrenajul cicloidal aproximativ

Execuţie practică mult mai uşoară decît a unui angrenaj cicloidal, prin înlocuirea epihipocicloidelor de profilare prin arce de cerc şi drepte.

Grad de acoperire relativ scăzut, fapt nu prea supărător datorită funcţionării cu viteză redusă.

Randament mediu mai mare decît acela al unui angrenaj cu profil evolventic cu acelaşi număr de dinţi.

Grad redus de uzură, care se produce — în cazul sistemelor de avans ale combinelor — — după un număr relativ mare de ani, datorită turaţiilor relativ mici de funcţionare.

Capacitate de autocurăţare de murdăria depusă prin forma dinţilor şi mărimea jocurilor dintre ei.

Sensibilitate mai redusă decît a unui angrenaj cicloidal şi mai ales evolventic la variaţia distanţei dintre axe.

În baza considerentelor de mai sus acest tip de angrenaj este cel mai potrivit pentru un SAFL.

Bibliografie

[1] Iliaş, N. *Maşini miniere.* Litografia Institutului de Mine Petroşani, 1989.

[2] Mataca, E. *Complexe mecanizate de abataj.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1977.

[3] *** *Manualul inginerului de mine.* Vol. IV. Ed. Tehnică. Bucureşti, 1988.

[4] Iliaş, N., Zamfir, V. *Calculul de verificare a lanţurilor pentru combine de abataj la solicitarea de impact în condiţii speciale.* Mine, Petrol, Gaze, nr. 2, 1983, pag. 58—68.

[5] Litvin, F. A. *Teoria angrenajelor.* Ed. Nauka, Moscova, 1968.

[6] Maroş, D. *Cinematica roţilor dinţate.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1958.

[7] Botez, E. *Angrenaje.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1962.

[8] Manea, Gh. ş. a. *Organe de maşini.* Vol. II, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1958.

[9] Miloiu, Gh., Dudiţă, F., Diaconescu, V. *Transmisii mecanice moderne.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1980.

[10] Demian, T. *Elemente constructive de mecanică fină.* Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1976.

[11] Demian, T. Bazele proiectării aparatelor de mecanică fină. Vol. II, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1986.

[12] *** Prospectele firmei Eickhoff.

[13] Sauer, L. ş. a. *Angrenaje. Proiectare, materiale.* vol. I, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1970.

Protecţia frontului la adîncirea puţurilor cu ajutorul podurilor de protecţie. Calcul şi elemente constructive

Ing. **Fr. Elekeş**
ing. **C. Trif**
I.C.I.T.P.M.H. Petroşani
ing. **M.-C. Ridzi**
I.U.M. Petroşani

I. Generalităţi

În majoritatea cazurilor deschiderea sau exploatarea stratelor de cărbuni mai adînci se face prin adîncirea puţurilor existente.

În cazul în care, în timpul adîncirii unui puţ, activitatea de extracţie trebuie să continue normal, pentru protecţia personalului muncitor, care lucrează în frontul de adîncire, se păstrează un pilier de protecţie din rocă sau se construieşte un pod de protecţie artificial. Pilierul de protecţie din rocă sau podul de protecţie are menirea să oprească obiectele ce ar putea să cadă în puţ şi trebuie astfel dimensionate încît să reziste şocului cel mai mare posibil, şi anume şocului pe care l-ar da vasul de extracţie încărcat la maximum, în cădere liberă.

Utilizarea pilierului de protecţie sau construirea unui pod de protecţie artificial este obliga-

torie, deoarece toate celelalte măsuri, cum sînt, de exemplu, revizia periodică a cablului de extracție, utilizarea paracăzătoarelor și altele, nu asigură complet vasele de extracție contra căderii, iar skipurile nu sînt prevăzute cu acest dispozitiv de siguranță.

Protecția cu pilier de protecție din rocă

Pilierii de protecție din rocă se păstrează la 5 — 30 m sub nivelul rampei inferioare a puțului aflat în exploatare.

În afara rolului de a proteja muncitorii din frontul de lucru, pilierul de rocă îl mai are și pe acela de a capta apele care se infiltrează în porțiunea superioară a puțului.

Pilierii de siguranță trebuie păstrați numai în zone cu roci tari și compacte, nefiind permisă construirea lor în roci slabe, cu tendința de a se înmuia și nici în roci tari fisurate.

În practică, înălțimea pilierului de protecție din roci se stabilește între 6 și 15 m.

Cel mai mare dezavantaj al pilierilor de protecție din rocă constă în faptul că, după terminarea adîncirii puțului, înlăturarea pilierului comportă unele riscuri și durează între 15 și 25 zile, timp în care activitatea de extracție pe porțiunea superioară a puțului trebuie suspendată.

Protecția cu poduri de protecție artificiale

În cazul utilizării la adîncirea puțurilor a podurilor de protecție artificiale, una dintre cele mai importante și complicate probleme care influențează asupra costului și a termenului de execuție a lucrărilor de adîncire este alegerea tipului si a tehnologiei de execuție a acestor poduri de protecție.

Podurile de protecție trebuie să îndeplinească următoarele condiții principale :

— să fie suficient de elastice și masive pentru a rezista, la nevoie, loviturii date de vasul de extracție încărcat la maximum, în cădere liberă ;
— să permită ușoara lor montare si demontare.

Din practică, precum și din literatura de specialitate se cunosc următoarele tipuri :

— pod de protecție orizontal ;
— pod de protecție tip Valea Jiului ;
— pod de protecție înclinat simplu, fără nișă ;
— pod de protecție înclinat simplu, cu nișă ;
— pod de protecție tip pana dublă, fără dop de frînare ;
— pod de protecție tip pană dublă, cu dop de frînare ;
— pod de protecție, în construcție ușoară din cabluri.

Podurile de protecție — funcție de necesități — se construiesc fie pe toată secțiunea puțului, fie numai în dreptul compartimentelor de transport, lăsînd liber compartimentul de circulație.

Construcția se realizează din metal, beton, zidărie etc., utilizînd, ca materiale pentru amortizarea șocurilor, rumeguș, nisip, nuiele, lemn, bazine cu apă etc.

II. Prezentarea podurilor de protecție

Pod de protecție orizontal

Podurile orizontale se construiau din cîteva rînduri de grinzi de lemn sau oțel, dispuse în desiș și încastrate în peretele puțului, pentru elasticizare, utilizîndu-se diverse materiale ca rambleu, rumeguș, fascine de nuiele, așezate între rîndurile de grinzi și peste grinzile din rîndul superior.

Dezavantajul principal al podurilor de siguranță orizontale este acela că aproape întreaga sarcină rezultată la lovitura dată de vasul de extracție căzut este preluată de grinzile orizontale. Chiar și în cazul în care grinzile sînt așezate în mai multe rînduri, acestea nu sînt capabile să preia energia cinetică colosală dezvoltată la căderea vasului, adică nu satisfac scopul pentru care sînt destinate, motiv pentru care acest tip de pod de protecție nu este utilizat în practică.

Pod de protecție tip Valea Jiului

Descrierea constructivă

La adîncirea puțurilor aflate în exploatare, la minele din bazinul Valea Jiului s-a conceput și utilizat un tip de pod de protecție relativ simplu din punct de vedere constructiv.

Acest tip de pod este alcătuit din unul sau mai multe poduri formate din grinzi metalice, așezate înclinat la 45°, în desiș. În general, numărul de poduri înclinate la 45° din care este alcătuit un astfel de pod de protecție se limitează la două, deoarece un număr mai mare mărește excesiv gabaritul pe verticală al podului de protecție.

Un astfel de pod de protecție a fost utilizat la I. M. Lupeni pentru adîncirea puțului Ștefan.

Valorile exacte ale încărcăturii maxime, precum și a înălțimii maxime de cădere a coliviei, pe care le poate suporta un pod de protecție de acest tip, vor trebui determinate prin calcul pentru fiecare caz în parte, valorile limită de mai jos fiind absolut orientative.

În figura 1 este prezentat un astfel de pod de protecție, alcătuit din :

— un pod înclinat la 45°, format dintr-un rînd de grinzi I, așezate în desiș, cu capetele inferioare introduse într-un făgaș tăiat în beton, iar capetele superioare simplu rezemate pe peretele de beton al făgașului superior. Capetele superioare pot fi tăiate la 45° și simplu rezemate de peretele puțului. Peste grinzile

metalice se așază un rînd de lemn rotund de molid, dispuse în cruciș față de grinzile metalice și prinse cu scoabe unele de altele pentru a nu se rostogoli;

— un pod înclinat la 45°, în sens opus, identic cu primul din punct de vedere constructiv.

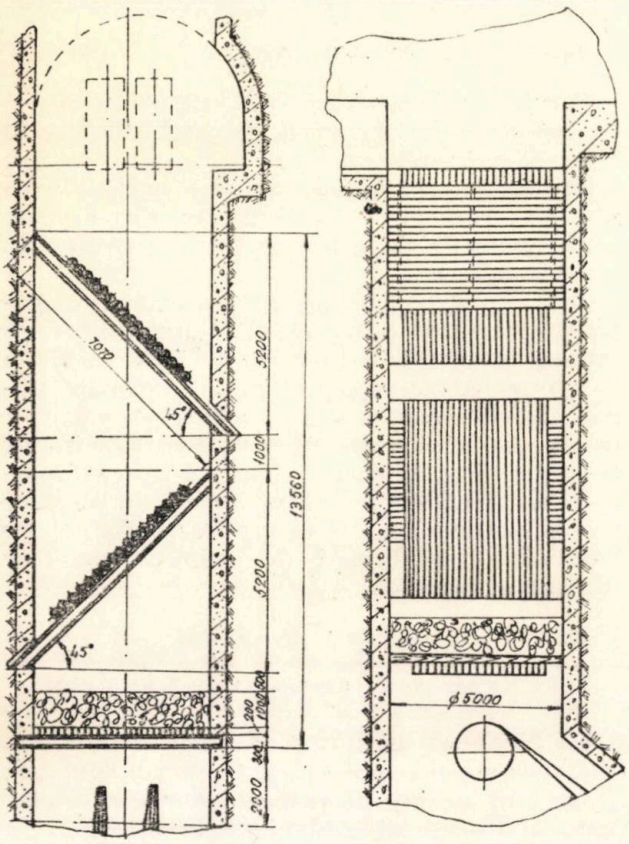


Fig. 1. Pod de protecție tip Valea Jiului.

Unghiul de înclinare optim al podurilor este de 45°, deoarece, pe de-o parte, podurile lucrează cu atît mai avantajos cu cît sînt mai înclinate, iar, pe de alta, la o înclinare mai mare de 45° grinzile de oțel devin prea lungi, deci greu de manevrat, și lungimea seriei de poduri crește exagerat.

Făgașele de așezare a grinzilor metalice vor fi suficient de mari și se vor acoperi la bază cu plăci de oțel, asigurîndu-se astfel o suprafață de sprijinire a podului pe beton și rocă, corespunzătoare solicitărilor.

Pentru a preveni căderea în puț — printre elementele podurilor — a unor obiecte mici și pentru a capta apa de infiltrație care se prelinge din porțiunea superioară (dacă este cazul), podul inferior se poate căptuși cu dulapi de lemn și acoperi cu tablă. În acest fel apa de infiltrație poate fi captată și dirijată în afara zonei puțului.

Datorită simplității constructive și timpului relativ mic, necesar construcției, montării și demontării acestuia în puț, acesta este competitiv față de celelalte tipuri de poduri de protecție, cunoscute din literatura de specialitate.

Dezavantajul acestui tip de pod de protecție îl reprezintă capacitatea limitată în ceea ce privește rezistența la șoc.

În mod cu totul orientativ, se poate considera că acest tip de pod este cu succes utilizabil la adîncirea puțurilor pe care se face transport cu colivii și la care greutatea coliviei încărcată la maximum nu va depăși 10 000 kgf, iar înălțimea maximă de cădere liberă a coliviei nu va depăși 200 m.

Metodologia de calcul al rezistenței podului de protecție

Calculul podului de protecție constă în determinarea cît mai exactă a deformațiilor grinzilor în urma șocului suferit de către acestea la căderea liberă în puț a diferitelor obiecte și materiale, inclusiv a vasului de extracție încărcat la maximum, în așa fel încît podul inferior să asigure frontul împotriva căderii acestor obiecte.

Se consideră că greutatea cea mai mare care ar putea să cadă liber în puț este vasul de extracție (colivia) încărcată la maximum, motiv pentru care calculul podului se va face la această valoare a sarcinii.

În urma impactului coliviei asupra sistemului de grinzi al podului superior, are loc o pierdere a energiei cinetice a acestuia, energie cedată sistemului de grinzi sub formă de energie potențială de deformație, energie cinetică de mișcare a grinzilor și energie consumată prin producerea de căldură, vibrații sonore și altele. Astfel, în momentul impactului colivia pierde din viteza inițială, viteza coliviei căzute modificîndu-se pînă ce aceasta, împreună cu grinzile lovite în punctul de contact, au aceeași viteză.

Evaluarea riguroasă a energiei cinetice a masei grinzilor lovite este foarte dificilă datorită legii complicate de variație a vitezei pe lungimea unei grinzi.

Ca urmare a vitezei mari de aplicare a forței prin șoc, procesul deformației barei va fi diferit de cel care se produce la o aplicare statică a acestuia.

Se știe că, atunci cînd forța este aplicată static, viteza de propagare a deformației este mare, dar viteza de creștere a deformațiilor este mică, iar cînd forța statică a atins valoarea ei finală, procesul de deformație este realizat în tot corpul grinzii.

La solicitarea prin șoc a grinzii, mai ales în cazul grinzilor lungi în prima fază a solicitării, procesul de deformație nu se propagă în întreaga bară, ci se concentrează pe o anumită porțiune a ei, conducînd la deformații mai mari ca în cazul solicitărilor statice.

După această primă fază a șocului, deformația se propagă în restul barei, scăzînd în zona de concentrare. Ajungînd la capătul barei, unda de deformație se reîntoarce, obținîndu-se în acest fel, atît pentru deformații, cît și pentru tensiuni, un proces ondulatoriu.

Fenomenul este complicat datorită faptului că forțele de inerție ale elementelor de masă sînt diferite în lungul grinzii, iar dacă avem și deformații plastice, fenomenul devine și mai complicat, deoarece viteza lor de propagare nu este constantă, acestea depinzînd de starea de tensiuni din grindă.

În acest fel starea de tensiune și deformație a unei grinzi solicitată prin șoc este foarte complexă, bara efectuînd vibrații longitudinale, împreună cu forța aplicată ei.

Metodologia de calcul exactă

Pentru a sublinia cele afirmate anterior [15] să considerăm o grindă omogenă și simplu rezemată, pe care cade un corp rigid, care are în momentul ciocnirii cu grinda viteza v.

În urma șocului primit, grinda începe să efectueze oscilații transversale și — conform metodei de calcul a lui Timoșenko — are ecuația :

$$EI\frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + \rho\frac{\partial^2 W}{\partial t^2} = Q(x, t). \qquad (1)$$

Dacă se notează :

$$C^2 = \frac{EI}{\rho \cdot A} \quad \text{și} \quad \frac{Q(x, t)}{\rho \cdot A} = q(x, t), \qquad (2)$$

ecuația (1) devine :

$$\frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + C\frac{\partial^4 W}{\partial x^4} = q(x, t). \qquad (3)$$

Aplicînd metoda separării variabilelor, soluția ecuației (3) se poate scrie sub forma :

$$W(x, t) = \sum_k T_k(t) \cdot X_k(x); \quad k \in \{N_+\} \qquad (4)$$

Înlocuind ecuația (4) în ecuația (3), rezultă :

$$\sum_k [T_k''(t) + C^2 \cdot m_k^4 \cdot T_k(t)] \cdot X_k(x) = q(x, t) \qquad (5)$$

sau, ordonînd termenii, rezultă ecuațiile :

$$\begin{cases} \dfrac{d^4 X_k(x)}{dx^4} + m_k^4 \cdot X_k(x) = 0; & (5') \\ \dfrac{d^2 T_k(x)}{dt^2} + C^2 \cdot m_k^4 \cdot T_k(t) = H_k(t). & (5'') \end{cases}$$

În relațiile (5') și (5''), m_k este un număr care satisface aceste ecuații, fiind dedus din condițiile la limită. Pentru grinda simplu rezemată vom avea :

$$m_k = \frac{k\pi}{l} \quad \text{și} \quad X = \sin\frac{k\pi}{l} \cdot x; \qquad (6)$$

$$H_k(t) = \frac{\int_0^l q(x, t) \cdot X_k dx}{\int_0^l X_k^2 dx} \qquad (7)$$

sau, efectuînd calculele, rezultă :

$$H_k(t) = \frac{2}{l} \cdot \frac{1}{\rho A} \cdot P(t) \cdot \sin\frac{k\pi}{2}, \qquad (8)$$

în care $P(t)$ este forța de interacțiune care ia naștere între greutate și grindă.

Înlocuind în ecuația (5'') relațiile (6) și (8), rezultă :

$$\frac{d^2 T_k(x)}{dt^2} + \frac{k^4\pi^4}{l^4} \cdot C^2 T_k(t) = \frac{2}{l} \cdot \frac{1}{\rho A} P(t) \sin\frac{k\pi}{2}. \qquad (9)$$

Avînd în vedere că în momentul inițial grinda se găsește în stare de repaus și deci soluțiile ecuației (8) la momentul inițial sînt nule, vom obține :

$$T_k(t) = \frac{2}{l^2} \cdot \frac{1}{\rho A} \cdot \frac{l}{\pi^2 \cdot k^2 \cdot C^2} \sin\frac{k\pi}{2} \cdot \int_0^t P(x) \cdot \sin\frac{\pi^2 k^2 C^2}{l^2}(t - \tau)\, d\tau. \qquad (10)$$

Întrucît $\sin\frac{k\pi}{2} = 0$ pentru $k \in N(N-1)$, avem :

$$T_k(t) = 0 \quad \text{și} \quad X_k\left(\frac{l}{2}\right) = \sin\frac{k\pi}{2}, \qquad (11)$$

rezultă, săgeata grinzii :

$$y = \frac{2l}{\pi^2 \rho x} \cdot \sum_{N=1}^{\alpha} \frac{(-N)^{N-1}}{2N - 1} \cdot \int P(\tau) \sin\frac{C \cdot \pi^2 (2N - 1)^2}{l^2}(t - \tau)\, d\tau. \qquad (12)$$

Timoșenko, limitîndu-se la o sferă, notează deplasarea totală a acesteia cu S, deplasarea

grinzii cu y și deformația locală cu β_0, rezultînd astfel :

$$S = \beta_0 + y. \tag{13}$$

Deplasarea totală ascultă de legea a doua a lui Newton :

$$\frac{Q}{g_1} \frac{\mathrm{d}^2 S}{\mathrm{d}t^2} = -P(t), \tag{14}$$

condițiile inițiale fiind :

$$(S)_{t=t_0} = S_0 \quad \text{și} \quad (V)_{t=t_0} = V_0. \tag{15}$$

Integrînd ecuația (15), rezultă expresiile vitezei și deplasării corpului :

$$\frac{\mathrm{d}S}{\mathrm{d}t} = V_0 - \frac{g}{Q}\int_0^t P(\tau)\cdot \mathrm{d}\tau \tag{16}$$

și :

$$S = V_0 t - \frac{g}{Q}. \tag{17}$$

Deformația locală se determină cu relația lui Hertz :

$$\beta_0^{2/3} = K_0 P^{2/3}. \tag{18}$$

Rezultă relația săgeții ;

$$y = K_0 P^{2/3} + \frac{2l}{\pi^2 \cdot \rho \cdot C}\sum_{N=1}^{\infty}\frac{1}{(2N-1)^2}\cdot$$

$$\cdot\int_0^t P(\tau)\cdot \sin\frac{C\pi^2(2N-1)^2}{1^2}(t-\tau)\mathrm{d}\tau. \tag{19}$$

După cum se observă din expresia săgeții (19), cît și a variației vitezei acesteia, metoda — deși oferă o soluție mai exactă — duce implicit la relații și calcule complicate, care necesită un volum mare de lucru. Dacă în relațiile prezentate intervine și flambajul grinzilor datorat solicitărilor axiale la șoc, relațiile anterioare se complică și mai mult, motiv pentru care metoda respectivă nu este utilizabilă în calculele inginerești, ea avînd numai valoare de studiu teoretic.

Este prezentată în continuare, o metodologie de calcul care, deși oferă o soluție mai simplă, este suficient de exactă pentru calculele practice.

Metodologia de calcul al rezistenței podului de protecție în baza ipotezelor simplificatoare

Calculul este efectuat în baza următoarelor ipoteze :

— se consideră că întreaga energie cinetică a vasului de extracție, în urma ciocnirilor succesive cu grinzile podurilor înclinate, va fi consumată de către aceste grinzi. În baza acestui fapt, se consideră colivia ca un solid rigid nedeformabil. În realitate colivia este o structură deformabilă care, în urma impactului se deformează, consumînd o parte din energie, ceea ce conduce la o supradimensionare a podurilor;

— se consideră că, din momentul căderii coliviei pe grinzi, aceasta va rămîne „legată" de grinzi (șoc plastic) în toată perioada procesului următor de mișcare; în realitate șocul este de natură elasto-plastică;

— se consideră că în momentul șocului atît corpul care lovește, deci colivia, cît și cel lovit, respectiv grinzile podurilor, au aceeași energie cinetică și aceeași cantitate de mișcare;

— se consideră că în momentul șocului colivia va cădea pe sistemul de grinzi pe una dintre muchii, deci sarcina va fi preluată de un număr de mai multe grinzi în mod egal, conform figurii 2.

Deoarece secțiunea înclinată printr-un puț, avînd un profil transversal circular, este o elipsă,

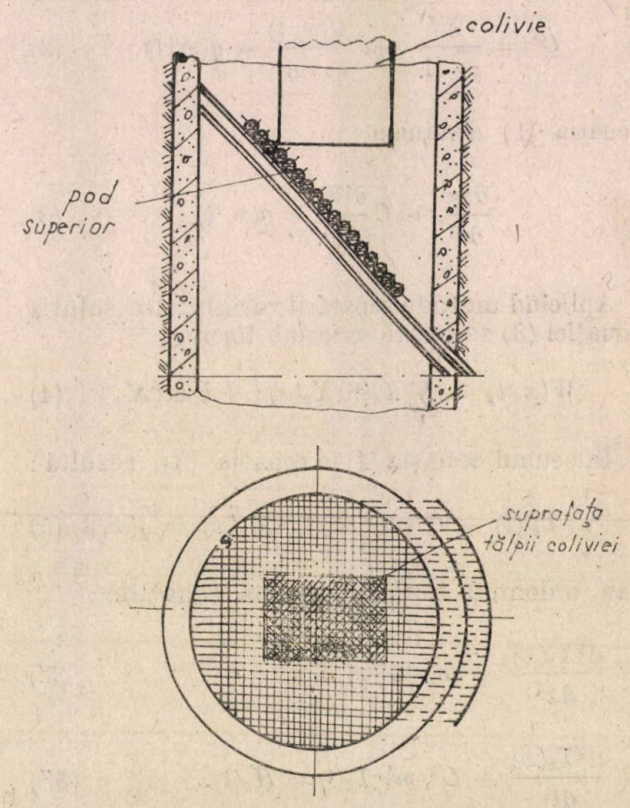


Fig. 2. Preluarea sarcinii pe grinzi.

lungimile grinzilor ce acoperă această secțiune au valori diferite.

Efectuînd calculul cu lungimile reale ale grinzilor, calculele se complică foarte mult, motiv pentru care se introduce lungimea medie de calcul a grinzilor podului, definită de relația :

$$l_c = \frac{l_{g\,max} + l_{g\,min}}{2}, \tag{20}$$

lungime ce se calculează, luînd în considerare lungimea maximă și minimă a grinzilor subîntinse de muchia L a coliviei și situate la extremitățile acestei muchii.

Numărul de grinzi subîntinse de colivie, pe care forța dinamică de impact se consideră că se repartizează în mod egal, se determină cu relația :

$$n = \frac{L}{b} + 4\,; \tag{21}$$

— se înlocuiește corpul real cu masa distribuită a coliviei care produce șocul, cu un corp cu o masă echivalentă, concentrată în zona de contact hertziană ;

— se înlocuiește corpul real cu masa distribuită a unei grinzi, cu un corp cu o masă echivalentă, dată de relația :

$$K_1 \frac{G_i}{g}, \tag{22}$$

care are aceeași cantitate de mișcare ca și cea a unei grinzi reale supuse la șocul coliviei, respectiv cu un corp cu o masă echivalentă dată de relația :

$$K_2 \frac{G_i}{g}, \tag{23}$$

care are aceeași energie cinetică ca și cea a unei grinzi reale supuse șocului ;

— se acceptă că legea de distribuție a vitezelor în corpul lovit este analoagă legii distribuției deplasărilor în acesta ;

— în calculul consumului de energie cinetică a coliviei datorată șocului, se consideră că grinzile podului superior lucrează pînă la limita de curgere a materialului, iar grinzile podului înclinat inferior se consideră că lucrează pînă la limita de elasticitate a materialului ;

— se consideră că legătura dintre forțele dinamice și deplasările dinamice sau dintre tensiunile dinamice și deformațiile dinamice este similară cu cea în cazul forțelor statice, deci se respectă legea lui Hooke.

În procesul solicitării prin șoc a grinzilor, se disting trei etape diferite, respectiv momente, după cum urmează.

1. *Perioada dinaintea șocului și momentul care precede imediat contactul dintre colivie și grinda metalică.* În această perioadă, colivia se găsește la înălțimea H, față de podul superior, avînd energia cinetică și potențială, respectiv energia totală, dată de relația :

$$E_t = E_0^c + E_p^c = \frac{Q_t V_0^2}{2g} + Q_t H. \tag{24}$$

Dar, deoarece $V_0 = 0$, rezultă :

$$E_p^c = Q_t \cdot H. \tag{24'}$$

La căderea coliviei, în baza teoremei energiei cinetice, avem :

$$E^c - E_0^c = L_{ext}^c + L_{int}^c. \tag{25}$$

sau :

$$\mathrm{d}E^c = \mathrm{d}L_{ext}^c + \mathrm{d}L_{int}^c. \tag{25'}$$

Deoarece colivia este considerată (în baza ipotezei) a fi un sistem solid rigid, vom avea :

$$L_{int}^c = 0 \quad \text{și} \quad \mathrm{d}L_{int}^c = 0\,,$$

deci relația (25') devine :

$$\mathrm{d}E^c = \mathrm{d}L_{ext}^c. \tag{26}$$

Fiindcă asupra coliviei acționează numai forțe conservative, care derivă din funcția de potențial U, în conformitate cu teorema energiei cinetice :

$$\mathrm{d}E^c = \mathrm{d}L_{ext} = \mathrm{d}U \tag{26'}$$

sau :

$$\mathrm{d}E^c - \mathrm{d}U = 0, \quad \text{iar} \quad -U = V.$$

Rezultă :

$$\mathrm{d}(E^c + U) = 0\,;$$

$$E^c + V = H = const., \tag{26''}$$

ceea ce înseamnă că energia cinetică este obținută din transformarea energiei potențiale a coliviei care cade de la înălțimea H :

$$E_c^c = \frac{Q_t V_c^2}{2g} = Q_t \cdot H, \tag{27}$$

unde V_c este viteza coliviei în momentul care precede contactul dintre colivie și patul de lemn de pe pod, dată de relația :

$$V_c = \sqrt{2g \cdot H}\,. \tag{28}$$

Colivia va pierde o parte din energia sa, la contactul cu patul de lemn al podului, datorită forfecării de către muchia coliviei a lemnului, respectiv a comprimării acestuia de către talpa coliviei.

Lucrul mecanic efectuat prin forfecarea patului de lemn se determină cu ajutorul energiei specifice unitare de deformație, dată de relația:

$$L_1 = \frac{\tau_f^2}{2G_l}. \qquad (29)$$

Lucrul mecanic necesar pentru a forfeca un număr de z grinzi, lovite de muchia coliviei, este:

$$L_f = z\int_A \frac{a\,\tau_f^2}{2G_l}\,dA = \frac{a\cdot z\cdot \tau_f^2\cdot A_l}{2G}, \qquad (30)$$

unde a reprezintă o lungime unitară.

Lucrul mecanic de comprimare efectuat de talpa coliviei se determină cu relația:

$$L_c = \frac{1}{2}\sigma_c\cdot S_c\cdot h_c\gamma_u. \qquad (31)$$

Lucrul mecanic total efectuat de colivie asupra patului de lemn va fi:

$$L_l = \frac{a\cdot z\cdot \tau_f^2\cdot A_l}{2G_l} + \frac{1}{2}\sigma_c\cdot S_c\cdot h_c\cdot \gamma_u. \qquad (32)$$

Energia pierdută de colivie, prin efectuarea lucrului mecanic, conform relației (32), va fi:

$$E_c^e - E = L_l$$

sau:

$$\frac{Q_l}{2\cdot g}V_c^2 - \frac{Q_l}{2\cdot g}V^2 = \frac{a\cdot z\cdot \tau_f^2\cdot A_l}{2G_l} + \frac{1}{2}\sigma_c\cdot S_c\cdot h_c\cdot \gamma_u. \qquad (33)$$

Din relația (33) se obține viteza v a coliviei în momentul care precede imediat contactul dintre colivie și grinzile metalice ale podului, și anume:

$$V = \sqrt{V_c^2 - \frac{z\cdot a\cdot g\cdot A_l\cdot \tau_f^2}{G_l\cdot Q_l} - \frac{\sigma_c S_c\cdot h_c\cdot \gamma_u\cdot g}{Q_l}}. \qquad (34)$$

2. *Momentul imediat după efectuarea contactului dintre colivie și grinzile metalice ale podului*, respectiv perioada de timp pînă în momentul în care colivia se deplasează împreună cu grinzile și atinge aceeași viteză de mișcare V_1.

În baza teoremei cantității de mișcare, vom avea:

$$V\frac{Q_i}{g} = \left[\frac{Q_i + K_1G_i}{g}V_1\cos\alpha\right]^2 + \left[\frac{Q_{fi} + K_iG}{g}V_1\sin\alpha\right]^2. \qquad (35)$$

Considerînd sarcina totală (maximă) care solicită la șoc un număr de n grinzi, vom avea:

$$Q_t = Q_c + Q_v + Q_u \text{ și } G_t \qquad (36)$$

respectiv, sarcina care va acționa asupra unei grinzi va fi:

$$Q_i = \frac{Q_c + Q_v + Q_u}{n} = \frac{Q_t}{n}; \qquad G_i = \frac{G_t}{n} \qquad (36')$$

sau:

$$Q_1 = Q_2 = \ldots\ldots = Q_i = Q$$

$$G_1 = G_2 = \ldots\ldots = G_i = G. \qquad (36'')$$

În baza acestor considerații și ținînd cont de relația (35), vom obține:

$$\frac{Q}{g}V = \sqrt{\frac{(Q + K_1G)^2}{g^2}V_1^2\cos^2\alpha + \frac{(Q_f + K_1'G)^2}{g^2}V_1^2\sin^2\alpha}.$$

Ținînd cont de faptul că $K_1' = \frac{1}{2}$ și $K_1 = \frac{5}{8}$,

se poate adopta:

$$K_1 = K_1' = \frac{5}{8} = 0{,}62.$$

Rezultă:

$$V_1 = \frac{Q}{Q + K_1G}V. \qquad (37)$$

Relația (37) reprezintă una dintre căile de determinare a vitezei coliviei în momentul imediat următor efectuării contactului dintre colivie și grinzile metalice ale podului.

O altă cale de determinare a acestei viteze impune determinarea coeficientului de restituire la șoc, R. Astfel, să considerăm o situație similară, și anume: un corp care lovește o grindă (sau un perete fix) cu viteza V (conform fig. 3), făcînd un unghi α cu normala la grindă în punctul de contact.

Descompunînd vectorul viteză, componenta după direcția grinzii $V\cdot\sin\alpha$ nu se modifică, pe cînd componenta normală $V\cdot\cos\alpha$ își schimbă sensul, iar ca mărime devine $R\cdot V\cdot\cos\alpha$.

Deci componentele vitezei, imediat după efectuarea contactului corp-grindă V_1, vor fi $V \cdot \sin\alpha$ și $R \cdot V \cdot \cos\alpha$, iar mărimea ei va fi :

$$V_1 = \sqrt{V^2\sin^2\alpha + R^2V^2\cos^2\alpha} = \\ = V\sqrt{\sin^2\alpha + R^2\cos^2\alpha}. \qquad (38)$$

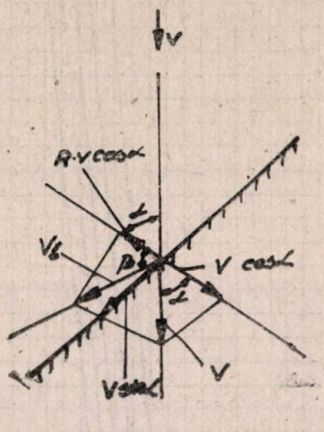


Fig. 3. Descompunerea vectorilor vitezei la ciocnire.

Rezultă că viteza V_1, ca mărime, este mai mică sau cel mult egală cu viteza inițială V ; $|V_1| \leqslant |V|$.

Se poate scrie :

$$\mathrm{tg}\beta = \frac{1}{R}\,\frac{V\sin\alpha}{V\cos\alpha} = \frac{1}{R}\mathrm{tg}\,\alpha,$$

iar, pentru $R = 1$, rezultă $V_1 = V$, respectiv $\alpha = \beta$.

În relația (38), R este un coeficient care caracterizează natura șocului, numit coeficient de restituire, care poate lua valorile $0 < R \leqslant 1$. Pentru $R = 1$ ciocnirea este perfect elastică, pentru $R = 0$ șocul este perfect plastic, iar pentru valori intermediare șocul este considerat elasto-plastic.

În teoria clasică a ciocnirii corpurilor, coeficientul de restituire apare ca o constantă care depinde numai de natura corpurilor care se ciocnesc [11], [4], [8], [17], [9].

Valori aproximative pentru R se găsesc în diferitele lucrări de specialitate [8], însă pot fi folosite numai într-o primă aproximație.

În lucrarea [11] autorii prezintă o metodă de calcul al coeficientului R, bazată pe teoria deformațiilor locale de contact, precum și a unor cercetări experimentale. Aceste rezultate au fost preluate în vederea stabilirii coeficientului de restituire R, pentru situația de față.

Pentru determinarea coeficientului de restituire, prin metoda preluată din [11], [12] în cazul nostru, conform ipotezelor stabilite, se înlocuiește corpul real al coliviei cu un corp sferic, având o masă echivalentă.

Experiențele au arătat că R variază în limite largi, funcție de diferiți factori, ca de exemplu: viteza de ciocnire, duritatea, dimensiunile etc. [8]. La viteze diferite de ciocnire pentru aceleași corpuri, coeficientul de restituire are valori diferite, care se apropie de unitate pentru viteze foarte mici.

Deci, se poate afirma că nu există ciocniri reale perfect elastice, iar deformațiile locale trebuie considerate admițînd ipoteza existenței deformațiilor plastice. Apariția acestor deformații plastice are loc atunci cînd forțele depășesc o anumită limită, care — la șocuri — este atinsă în majoritatea cazurilor.

Este deci important să se determine acea valoare a vitezei de ciocnire, peste care încep să apară deformații plastice, care se numește viteză critică V_{0cr}, dată de relația :

$$V_{0cr} = \frac{4}{5m \cdot K_0^{2/3}} P_c^{5/3}. \qquad (39)$$

Relația (39) se obține din ecuația ce determină forța maximă P_m :

$$mV + \chi P_c^2 = \frac{4}{5K_0^{2/3}} P_m^{5/3} + \chi P^2 \qquad (40)$$

și în care s-a înlocuit $P_m = P_c$.

Deformația totală se compune din cea elastică și cea plastică, fiind :

$$S = \left(\frac{P}{K_0}\right)^{2/3} + \chi\,P - P_c). \qquad (41)$$

În relațiile (39), (40) și (41), K_0 se determină cu expresia :

$$K_0 = \frac{2}{3(1-\mu^2)} E \sqrt{\frac{R_1 \cdot R_2}{R_1 + R_2}} \qquad (42)$$

iar :

$$\chi = \frac{1}{2\,R_i \cdot HB}; \quad i = 1,2. \qquad (43)$$

În expresiile (42) și (43), R_i reprezintă razele sferelor corpurilor care se ciocnesc, avînd masa echivalentă cu cea a corpurilor reale.

Dacă $V < V_{0cr}$ ciocnirea se poate considera perfect elastică, dar cum V_{0cr} are, în general, valori mici, în cazul obișnuit $V > V_{0cr}$, ciocnirea este e asto-plastică. În acest caz coeficientul R se determină cu ajutorul relațiilor :

$$V_1^2 = V^2 - \frac{\chi}{m}\left[\left(\frac{5 \cdot m \cdot K_0^{2/3}}{4} V_{i1}^2\right)^{6/5} - P_c^2\right]; \qquad (44)$$

$$R = -\frac{V_1}{V},$$

în care:

V_1 este viteza la sfîrșitul ciocnirii.

Deoarece relația (44) este complicată, rezolvîndu-se numai prin metode aproximative și pentru că interesează în primul rînd coeficientul R, făcînd transformările necesare și ținînd cont de (39), rezultă:

$$1 - R^2 = (R^{12/5} - \xi^{12/5}), \qquad (45)$$

în care:

$$\xi = \frac{V_{0cr}}{V} \text{ și } \eta = 1{,}307\ \chi\ (mK_0^4V^2)^{1/5}. \qquad (46)$$

În acest mod cu ajutorul relațiilor (45) și (46) se poate calcula valoarea lui R.

Considerînd pe R și η ca variabile, iar pe ξ ca parametru independent, s-a trasat graficul din figura 4. În acest fel în curbele din grafic s-au trasat la scară curbele ce dau dependența dintre R și V pentru valorile lui $\xi = 0$; $\xi = 0{,}2$; $\xi = 0{,}3$; $\xi = 0{,}4$; $\xi = 0{,}5$. În abscisă s-au considerat valorile lui $\eta^{5/2}$, proporționale cu viteza. Cu ajutorul graficului se poate determina ușor valoarea lui R.

3. *Perioada de timp, din momentul în care sistemul colivie-grindă atinge viteza* V_1 — perioadă în care cele două corpuri efectuează împreună o deplasare — și pînă în momentul final al acestei deplasări a sistemului colivie-grindă, moment în care sistemul atinge deplasarea maximă, caz în care mai departe putem avea două situații distincte.

Subcazul I

În acest caz, într-o primă aproximație vom considera că după atingerea deplasării maxime, viteza sistemului colivie-grindă devine nulă.

Eforturile care iau naștere în grindă nu vor depăși σ_c, $\sigma_{ef} \leqslant \sigma_c$, situîndu-se în domeniul elasto-plastic al deformațiilor grinzii.

Dacă se depășește valoarea σ_c, atunci are loc formarea articulațiilor plastice în secțiunea cea mai solicitată a grinzilor metalice, deci, implicit, viteza sistemului va fi diferită de zero în tot procesul următor de deformare al grinzilor podului, situație care va fi analizată pe larg în subcazul II.

Utilizînd teorema conservării energiei, în momentul atingerii deplasării maxime a sistemului colivie-grindă, cînd $V_2 = 0$, se obține forma următoare:

$$E_2 - E_1 = L_{ext}^{(c+g)} + L_{int}^{(c+g)}. \qquad (47)$$

În baza figurii 5 se observă că asupra unei grinzi metalice a podului vor acționa compo-

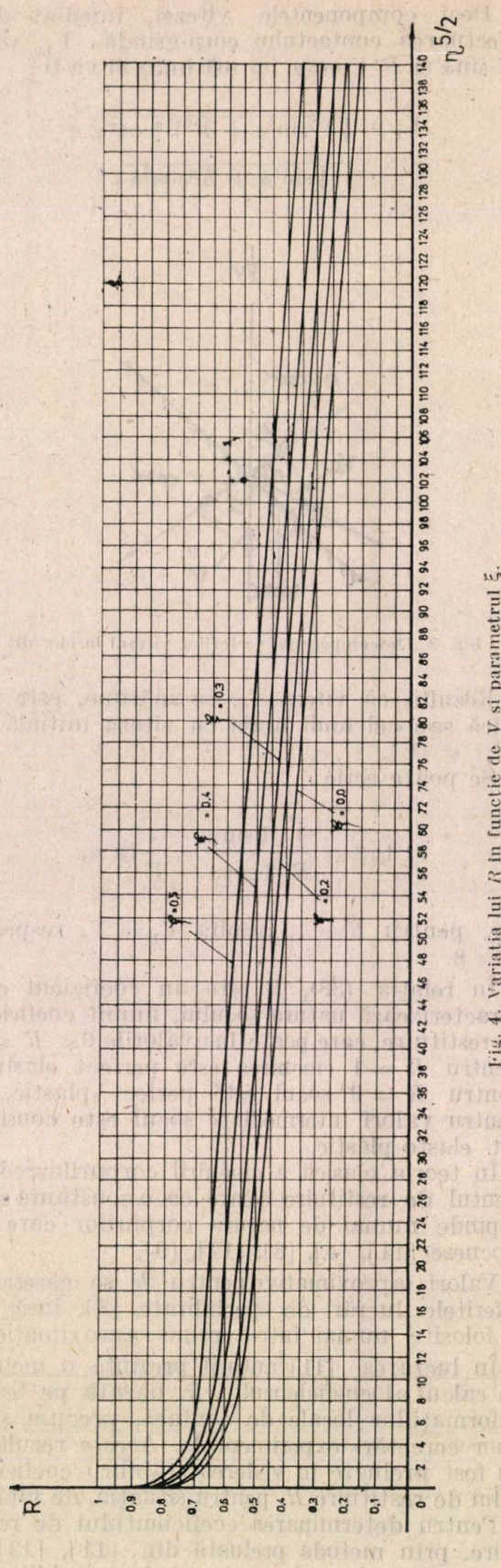


Fig. 4. Variația lui R în funcție de V și parametrul ξ.

nenta normală și componenta longitudinală a greutății Q_i a coliviei.

Se adoptă sistemul de axe de coordonate conform figurii 5, iar componentele greutății Q_i a coliviei vor solicita grinda la mijlocul deschiderii l_c, componentele fiind :

— componenta normală la grindă, care produce încovoierea grinzii :

$$Q_n = Q_i \cdot \cos 45° = Q \cdot \cos 45° ; \qquad (48)$$

— componenta longitudinală din grindă, care produce flambajul grinzii :

$$Q_f = \mu_f Q_i \cdot \cos 45°. \qquad (49)$$

Rezolvarea problemei, în acest prim subcaz, constă în a determina săgeata maximă a grinzii, folosindu-se pierderea de energie cinetică a coliviei, la impactul acesteia cu grinzile metalice ale podurilor.

De asemenea, la determinarea săgeții maxime, se va utiliza principiul suprapunerii efectelor, astfel că săgeata maximă va rezulta ca sumă a săgeților, dată de către cele două componente ale greutății coliviei.

Înlocuind în relația (49) valoarea coeficientului de frecare la alunecare, conform literaturii de specialitate [16], [17], cuprinsă în intervalul $\mu_f = 0{,}15 \div 0{,}25$, vom avea :

$$Q_f = 0{,}2 \cdot Q_i \cdot 0{,}707 = 0{,}154 \cdot Q. \qquad (49')$$

Datorită valorii mici a acestei componente a greutății coliviei, precum și faptului că este aplicată la mijlocul deschiderii grinzii, săgeata dinamică produsă de această componentă a greutății are o valoare mult mai mică decît săgeata produsă de componenta normală.

Explicitînd relația (47) și ținînd cont de considerentele ce au fost făcute, vom avea următoarele forme pentru lucrul mecanic al forțelor exterioare și interioare ale sistemului colivie-grindă :

$$L_{ext}^{(c+g)} = \sum_{1}^{n} (Q_{ni} + K_2 G_{ni}) W_d - \sum_{1}^{n} Q_{fi} \frac{1}{2} \cdot$$

$$\cdot \int_{lc/2}^{lc} \left(\frac{\mathrm{d}f(x)}{\mathrm{d}x} \right)^2 \mathrm{d}x \cdot \qquad (50)$$

În baza relațiilor (36), (36'), (36'') și (47), rezultă :

$$L_{ext}^{(c+g)} = nQ_n W_d + nK_2 G_n W_d - n \cdot Q_f \cdot$$

$$\cdot \int_{lc/2}^{lc} \left(\frac{\mathrm{d}f(x)}{\mathrm{d}x} \right)^2 \mathrm{d}x \cdot \qquad (50')$$

Lucrul mecanic exterior, în cazul unei singure grinzi, va fi :

$$L_{ext}^{(c+g)} = Q_n W_d + K_2 G_n W_d -$$

$$- \frac{\mu_f Q_d}{2} \int_{0}^{lc/2} \left(\frac{\mathrm{d}f(x)}{\mathrm{d}x} \right)^2 \mathrm{d}x. \qquad (51)$$

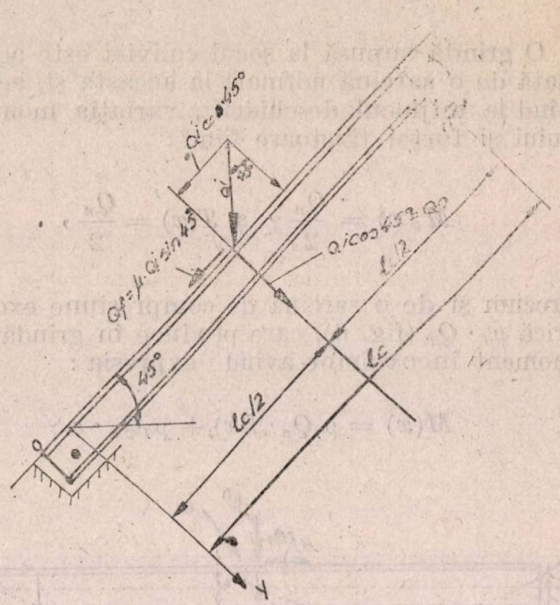


Fig. 5. Componentele sarcinilor ce acționează asupra unei grinzi.

Ultimul termen al relației (51). reprezintă lucrul mecanic efectuat de către componenta longitudinală a greutății coliviei.

Lucrul mecanic al eforturilor interioare, egal cu energia potențială de deformație, dată de sarcina Q_i, aplicată dinamic, și de forțele de reacțiune, $K_2 G_i$ și $K_1 G_i$, este dat de relația :

$$L_{int}^{(c+g)} = - \sum_{i=1}^{n} \int_{0}^{lc} \frac{M_i^2(x)}{2EI} \mathrm{d}x \sum_{i=n}^{n} \int_{0}^{lc} \frac{T_i(x)}{2G_0 \cdot A} \mathrm{d}x -$$

$$- \sum_{i=1}^{n} K_2 G_{ni} W_{di} - \sum_{i=1}^{n} \int_{0}^{lc} \frac{EI}{2} \left[\frac{\mathrm{d}^2 f(x)}{\mathrm{d}x^2} \right]^2 \mathrm{d}x \qquad (52)$$

sau :

$$L_{int}^{(c+g)} = - \frac{n}{2EI} \int_{0}^{lc} M_i(x) \, \mathrm{d}x - \frac{n\alpha}{2G_0 A} \int_{0}^{lc} T_i(x) \, \mathrm{d}x -$$

$$- n \cdot K_2 \cdot G_n W_d - \frac{nEI}{2} \int_{0}^{lc} \left[\frac{\mathrm{d}^2 f(x)}{\mathrm{d}x^2} \right]^2 \mathrm{d}x. \qquad (53)$$

Pentru o singură grindă, avem :

$$L_{int}^{(c+a)} = -\frac{1}{2EI}\int_0^{l_c} M^2(x)\mathrm{d}y - \frac{\alpha}{2G_0A}\int_0^{l_c} T_i(x)\mathrm{d}x -$$

$$- K_2 \cdot G_n \cdot W_a - \frac{EI}{2}\int_0^{l_c/2}\left[\frac{d^2f(x)}{\mathrm{d}x^2}\right]^2 \mathrm{d}x. \quad (54)$$

O grindă supusă la șocul coliviei este acționată de o sarcină normală la aceasta și, acționînd la mijlocul deschiderii, variația momentului și forței tăietoare fiind :

$$M_i(x) = \frac{Q_n}{2}\chi \text{ și } T(x) = \frac{Q_n}{2},$$

precum și de o sarcină de compresiune excentrică $\mu_f \cdot Q_n$ (fig. 6), care produce în grindă un moment încovoietor avînd expresia :

$$M(x) = \mu_f Q_n \cdot f(x) + \mu_f Q_n \cdot e.$$

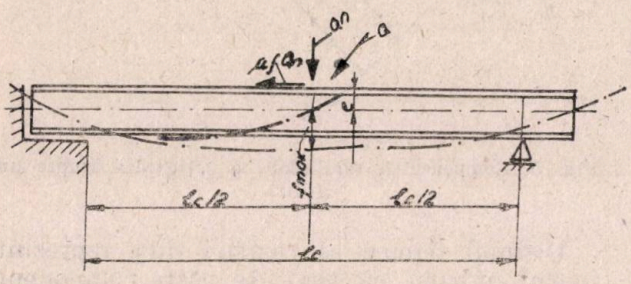


Fig. 6. Componenta normală și tangențială a sarcinii.

Efectuînd integralele expresiei (54), obținem :

$$\frac{1}{2EI}\int_0^{l_c} M(x)\mathrm{d}x = \frac{1}{2EI}\int_0^{l_c}\frac{Q_{nd}^2}{4}x^2\,\mathrm{d}x =$$

$$= \frac{Q_{nd}^2}{8EI}\left[\int_0^{l_c/2} x^2\,\mathrm{d}x + \int_{l_c/2}^{l_c} x^2\,\mathrm{d}x\right] = \frac{Q_{nd}^2 l_c^3}{24EI}. \quad (55)$$

Săgeata dinamică este :

$$W_d = \frac{Q_{nd} \cdot l_c^3}{48EI}. \quad (56)$$

Rezultă :

$$\frac{1}{2EI}\int_0^{l_c} M^2(x)\,\mathrm{d}x = \frac{1}{2}Q_{nd}W_d. \quad (55')$$

$$\frac{1}{2}\cdot\frac{\alpha}{G_0A}\int_0^{l_c} T^2(x)\cdot\mathrm{d}x = \frac{\alpha \cdot Q_{nd}^2 l_c}{8 \cdot G_0 \cdot A}. \quad (57)$$

Ecuația fibrei medii deformate, în cazul grinzii supuse la compresiune excentrică, dată de sarcina $\mu_f Q$, în cazul teoriei de ordinul I, este :

$$EI\frac{\mathrm{d}^2f(x)}{\mathrm{d}x^2} = -M(x) = -\mu_f Q_n f(x) - \mu_f Q \cdot e$$

sau :

$$\frac{\mathrm{d}^2f(x)}{\mathrm{d}x^2} + \frac{\mu_f \cdot Q_n}{EI}\cdot f(x) = -\frac{\mu_f \cdot Q_n \cdot e}{EI},$$

avînd soluția de forma :

$$f = f_0 \sin\frac{2\pi x}{l_c}.$$

Săgeata maximă este :

$$f_0 = \frac{\mu_f \cdot e \cdot l_c^2 \cdot Q_n}{32 \cdot EI}\cdot\frac{1}{1 - \dfrac{\mu_f \cdot l_c^2 \cdot Q_n}{4\pi^2 EI}}.$$

Ecuația fibrei medii deformate, în cazul teoriei de ordinul II, va fi :

$$EI\frac{\mathrm{d}^4f(x)}{\mathrm{d}x^4} + \mu_f Q_n\frac{\mathrm{d}^2f(x)}{\mathrm{d}x} = \mu_f \cdot Q_n \cdot e \quad (58)$$

considerînd că sarcina transversală $Q_n\,\mu_f \cdot e$ acționează concomitent cu sarcina de compresiune $\mu_f Q_n$, iar ecuația fibrei medii va fi :

$$\frac{\mathrm{d}^2f(x)}{\mathrm{d}x^2} = -\frac{M^{\mu_f Q_n, \mu_f Q_n e}}{EI} \quad (59)$$

unde $M^{\mu_f Q_n, \mu_f Q_n e}$ reprezintă momentul încovoietor pe forma deformată, produs de sarcina transversală și axială.

Ecuațiile de echilibru pe forma deformată vor fi :

$$\begin{cases} \dfrac{\mathrm{d}M^{\mu_f Q_n, \mu_f Q_n e}}{\mathrm{d}x} = T + \mu_f Q_n \dfrac{\mathrm{d}f(x)}{\mathrm{d}x}; \\ \dfrac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}x} = -Q_n \cdot e \cdot \mu_f \end{cases} \quad (60)$$

Derivînd de două ori relația (59) și ținînd cont de (60), rezultă ecuația axei deformate (58), care poate fi scrisă și sub forma :

$$\frac{d^4f(x)}{dx^4} + K^2\frac{d^2f(x)}{dx^2} = K^2 \cdot e; \qquad (61)$$

$$K^2 = \frac{\mu_f \cdot Q_n}{EI},$$

care are soluțiile :

$$f(x) = e\left(\frac{1-\cos\frac{K\cdot l_c}{2}}{\sin\frac{K\cdot l_c}{2}}\sin Kx + \cos Kx - 1\right) \qquad (62)$$

și

$$f_{max} = e\,\frac{1-\cos\frac{K\cdot l_c}{4}}{\cos\frac{K\cdot l_c}{4}} = e\cdot\frac{1-\cos\frac{\mu_f\cdot Q_n l_c}{4EI}}{\cos\frac{\mu_f l_c Q_n}{4EI}}.$$

Vom avea :

$$\begin{cases} \dfrac{df(x)}{dx} = eK\left(\operatorname{tg}\dfrac{K\cdot l_c}{4}\cos Kx - \sin Kx\right) \\ \dfrac{d^2f(x)}{dx^2} = -eK^2\left(\operatorname{tg}\dfrac{K\cdot l_c}{4}\sin Kx + \cos Kx\right) \end{cases} \qquad (63)$$

Înlocuind relațiile (63) în expresia lucrului mecanic exterior dat de relația:

$$L_{ext}^{\mu_f Q_n} = -\frac{\mu_f Q_n}{2}\int_0^{l_c/2}\left(\frac{d^2f(x)}{dx}\right)^2 dx \qquad (64)$$

și în expresia lucrului mecanic interior dat de relația :

$$L_{int}^{\mu_f Q_n} = \frac{EI}{2}\int_0^{l_c/2}\frac{d^2f(x)}{dx^2}\,dx \qquad (65)$$

și efectuînd calculele vom obține :

$$\int_0^{l_c/2}\left(\frac{df(x)}{dx}\right)^2 dx = \int_0^{l_c/2}\left[eK\left(\operatorname{tg}\frac{K\,l_c}{4}\cos Kx - \sin Kx\right)\right]^2 dx = e^2K^2\cdot\left\{\operatorname{tg}^2\frac{K\cdot l_c}{4}\int_0^{l_c/2}\cos^2 Kx\,dx - 2\operatorname{tg}\frac{Kl_c}{4}\int_0^{l_c/2}\cos Kx\cdot\sin Kx\,dx + \int_0^{l_c/2}\sin^2 Kx\,dx\right\}$$

$$\int_0^{l_c/2}\cos^2 Kx\,dx = \frac{1}{4K}\sin Kl_c + \frac{l_c}{4};$$

$$\int_0^{l_c/2}\sin^2 Kx\,dx = -\frac{1}{4K}\sin Kl_c + \frac{l_c}{4}$$

$$\int_0^{l_c/2}\cos Kx\cdot\sin Kx\,dx = -\frac{1}{4K}\cos Kl_c$$

$$\int_0^{l_c/2}\left[eK\left(\operatorname{tg}\frac{K\cdot l_c}{4}\cdot\cos Kx - \sin Kx\right)\right]^2 dx = \frac{e^2K^2}{4K}\left(\operatorname{tg}^2\frac{Kl_c}{4} - 2\operatorname{tg}\frac{K\cdot l_c}{4} + l_cK\right)$$

$$\int_0^{l_c/2}\left(\frac{d^2f(x)}{dx^2}\right)dx = \int_0^{l_c/2}e^2K^4\left[-\operatorname{tg}\frac{Kl_c}{4}\sin Kx + \cos Kx\right]^2\cdot dx = e^2K^4\left\{\int_0^{l_c/2}\left(\cos Kx - \operatorname{tg}\frac{Kl_c}{4}\sin Kx\right)^2 dx\right\} = e^2K^4\left\{\int_0^{l_c/2}\cos Kx\,dx - 2\int_0^{l_c/2}\operatorname{tg}\frac{Kl_c}{4}\cdot\sin Kx\cdot\cos Kx\,dx + \int_0^{l_c/2}\operatorname{tg}^2\frac{Kl_c}{4}\sin^2 Kx\,dx\right.$$

$$\int_0^{l_c/2}e^2K^4\left[-\operatorname{tg}\frac{Kl_c}{4}\sin Kx + \cos Kx\right]^2 dx = e^2\cdot K^4\cdot\frac{1}{4K}\left[l_cK + 2(2\cos Kl_c + 1).\operatorname{tg}\frac{K\,l_c}{2} + l_c K\operatorname{tg}^2\frac{Kl_c}{2}\right].$$

Avînd în vedere faptul că $\operatorname{tg}\frac{Kl_c}{4} = \operatorname{tg}\frac{\mu_f Q_{nd} l_c}{4EI} \approx 0$ și $\sin\frac{Kl_c}{2} \approx 0$ și $\cos\frac{Kl_c}{2} \approx 1$, rezultă pentru lucrul mecanic:

$$L_{ext}^{\mu_f Q_n} = -\frac{\mu_f \cdot Q_{nd}}{2} \cdot \frac{e^2 K^2 l_c}{4} = -\frac{\mu_f e^2 l_c Q_{nd}^2}{8EI}. \quad (66)$$

$$L_{int}^{\mu_f Q_n} = \frac{EI}{2} \cdot \frac{e^2 K^4 l_c}{4} = \frac{EI e^2 l_c}{8} \cdot \frac{\mu_f^2 Q_{nd}^2}{E^2 I^2} \cdot \quad (67)$$

Înlocuind relația (55) în (51), rezultă expresia lucrului mecanic exterior:

$$L_{ext}^{(c+g)} = Q_n W_d + K_2 G_n W_d - \frac{\mu, e^2 l_c Q_{nd}^2}{8EI}. \quad (68)$$

Totodată, înlocuind relațiile (55'), (56) și (67) în relația (54), rezultă expresia lucrului mecanic interior:

$$L_{int}^{(c+g)} = -\frac{1}{2} Q_{nd} W_d - K_2 G_n W_d - \frac{\alpha Q_{nd}^2 l_c}{8G_0 A} - \frac{\mu_f e^2 l_c Q_{nd}^2}{8EI}. \quad (69)$$

Introducînd relațiile (68) și (69) în expresia variației energiei cinetice (38) a sistemului, rezultă:

$$E_2 - E_1 = Q_n W_d - \frac{1}{2} Q_{nd} W_d - \frac{\alpha Q_{nd}^2 \cdot l_c}{8G_0 \cdot A} - \frac{\mu_f e^2 l_c Q_{nd}^2}{4EI}. \quad (70)$$

În relația (70), E_1 este energia sistemului $(Q + K_2 G)$ după efectuarea contactului dintre colivie și grinzi, cînd viteza sistemului este V_1, dată de relația (37), iar E_2 este energia sistemului în momentul deplasării maxime, cînd $V_2 = 0$.

Conform celor afirmate anterior, dacă variația de energie cinetică a sistemului $(Q + K_2 G)$ dată de relația (70) este totală, deci $E_2 = 0$ sau $V_2 = 0$, atunci rezultă că sistemul a consumat întreaga energie cinetică sub formă de energie potențială de deformație și energie cinetică de mișcare a grinzilor podului, precum și alte forme secundare de energie.

Situația aceasta este valabilă atît pentru podul inferior, cît și pentru podul superior, atîta timp cît solicitarea nu va depăși limita de curgere a materialului grinzilor, deci pînă în momentul apariției articulației plastice a grinzilor.

Considerînd deci $E_2 = 0$, relația (70) devine:

$$-\frac{Q + K_2 G}{2g} V_1^2 = Q_n W_d - \frac{1}{2} Q_{nd} W_d - \frac{\alpha Q_{nd}^2 l_c}{8G_0 A} - \frac{\mu_f e^2 l_c Q_{nd}^2}{4EI} \quad (71)$$

sau, în baza relației (37), avem:

$$\frac{Q^2(Q + K_2 G)}{2g(Q + K_1 G)^2} V^2 + Q_n W_d = \frac{1}{2} Q_{nd} W_d + \frac{\alpha l_c Q_{nd}^2}{8G_0 A} + \frac{\mu_f e^2 l_c Q_{nd}^2}{4EI} \quad (72)$$

sau, în baza relației $Q_{nd} = \psi Q_{st}$, rezultă:

$$\frac{Q_n Q(Q + K_2 G)}{0{,}7 \cdot 2g(Q + K_1 \cdot G)^2} V^2 + \psi Q_n W_{st} = \frac{1}{2} \psi^2 Q_n W_{st} + \frac{\alpha l_c \psi Q_n^2}{8G_0 A} + \frac{\mu_f^2 e^2 l_c \Phi^2 Q_n^2}{4EI}. \quad (73)$$

$$\psi^2 \left(1 + \frac{l_c Q_n}{4G_0 A W_{st}} + \frac{e l_c Q_n}{2EI W_{st}} \right) - 2\psi - \frac{Q(Q + K_2 G)}{0{,}7g(Q + K_1 G)^2 W_{st}} = 0. \quad (74)$$

Introducînd notația:

$$\Phi = 1 + \frac{\alpha l_c Q_n}{4 \cdot G_0 \cdot A \cdot W_{st}} + \frac{\mu_f^2 e \cdot l_c \cdot Q_n}{2EI W_{st}}, \quad (75)$$

rezultă ecuația (74) sub forma:

$$\psi^2 - \frac{2}{\Phi} \psi - \frac{Q(Q + K_2 G) V^2}{0{,}7 \cdot \Phi \cdot W_{st} (Q + K_1 G)^2 g} = 0. \quad (76)$$

Rezolvînd ecuația (76) în raport cu ψ, se obține următoarea formă a coeficientului dinamic:

$$\psi = \frac{1}{\Phi} + \sqrt{\frac{1}{\Phi^2} + \frac{V^2}{0{,}7 \cdot g \cdot \Phi W_{st}} \cdot \frac{1 + K_2 \frac{G}{Q}}{1 + K_1 \frac{G}{Q}}}. \quad (77)$$

Coeficienții K_1 și K_2, din relația (77), se determină ținînd seama de ipoteza că distribuția vitezelor în corp este analoagă cu distribuția deformațiilor, astfel :

$$\frac{V_x}{V_1} = \frac{W_{xd}}{W_d} = \frac{\psi \cdot W_{xst}}{\psi \cdot W_{st}} = \frac{W_{xst}}{W_{st}} \cdot \qquad (78)$$

Cantitatea de mișcare a sistemului imediat după șoc este :

$$\frac{K_1 G}{g} V_1 = \int_V \frac{\mathrm{d}G}{g} \cdot \mathrm{d}v,$$

de unde :

$$K_1 = \frac{1}{G} \int_V \frac{W_{xst}}{W_{st}} \cdot \mathrm{d}G. \qquad (79)$$

În cazul șocului transversal al unei grinzi cu $EI = const.$, avem :

$$K_1 = \frac{2}{\gamma A l_c} \int_0^{l_c/2} \frac{1}{l_c^3} (3l_c^2 x - 4x^3) \gamma A \mathrm{d}x = \frac{5}{8}, \qquad (80)$$

iar, în cazul longitudinal al unei grinzi cu $EI = const.$, avem

$$K_1' = \frac{2}{\gamma A l_c} \int_0^{l_c/2} \frac{2x}{l_c} \gamma A \mathrm{d}x = \frac{1}{2} \cdot \qquad (80')$$

Energia cinetică a corpului echivalent, după efectuarea șocului, se poate scrie :

$$\frac{K_2 G}{g} V_1^2 = \int_V \frac{\mathrm{d}G}{2g} V_x^2$$

de unde:

$$K_2 = \frac{1}{G} \int_0^{l_c/2} \left(\frac{W_{xst}}{W_{st}} \right)^2 \mathrm{d}G. \qquad (81)$$

În cazul șocului transversal al unei grinzi cu $EI = const.$, avem :

$$K_2 = \frac{2}{\gamma A l_c} \int_0^{l_c/2} \frac{1}{l_c^6} (3l_c^2 x - 4x^3) \gamma A \mathrm{d}x = \frac{17}{35}, \qquad (82)$$

iar, în cazul șocului longitudinal al unei grinzi cu $EI = const.$, avem :

$$K_2' = \frac{2}{\gamma A l_c} \int_0^{l_c/2} \left(\frac{2x}{l_c} \right) \gamma \cdot A \mathrm{d}x = \frac{1}{3} \cdot \qquad (82')$$

După cum se poate observa din analiza relațiilor (37) pînă la (82), acest subcaz nu este de fapt altceva decît rezolvarea problemei conform modelului clasic al încovoierii grinzilor supuse la șoc în domeniul elastic al solicitării grinzilor.

În concluzie, în calculele practice, rezolvarea constă în determinarea prin calcul a coeficientului de impact, conform relației (77), care ne permite să determinăm mai departe momentul încovoietor maxim, forța tăietoare maximă și respectiv săgeata maximă.

Dacă însă, săgeata maximă va depăși [16] săgeata calculată cu relația ;

$$W_{pl} = \frac{4 \cdot M_c^3}{3Q_n^2 E \cdot I} \left[1 + 2(2k+1)(k-1) - \right.$$

$$\left. - 2\left(\frac{Q_n l_c}{4M_c} + 2k \right) \sqrt{k - \frac{Q_n l_c}{4M_c}(k-1)} \right] \qquad (83)$$

care reprezintă valoarea săgeții în momentul începerii plastifierii secțiunii celei mai solicitate, încep să apară articulațiile plastice.

Relația (83) a săgeții se consideră a fi suficient de exactă pentru calcule practice, calculul efectuîndu-se în domeniul elasto-plastic de solicitare a grinzii și în care $M_c = \sigma_c \cdot W_x$.

În momentul apariției articulațiilor, respectiv al secțiunilor total plastifiate, vom avea:

$$M_{lim} = \sigma_c \cdot 1{,}17\ W_x \qquad (84)$$

sau :

$$\sigma_{ef} = \frac{M_d}{W_{pl}} = \frac{\psi \cdot M_{st}}{W_{pl}} > \sigma_c. \qquad (85)$$

Formarea, în continuare, a articulațiilor plastice în secțiunile cele mai solicitate duce la cedarea grinzii și la căderea în continuare a coliviei în puț. Această situație se poate admite doar în cazul grinzilor podului superior.

După impactul cu grinzile podului superior, colivia va trebui să piardă cea mai mare parte a energiei sale în așa fel, încît, la impactul cu grinzile podului inferior, acesta să nu fie distrus.

Subcazul II

În cazul în care relațiile (84) și (85) sînt indeplinite, energia coliviei este mult prea mare pentru a putea fi consumată integral la șocul cu podul superior. Deformațiile grinzilor podului la un moment dat vor depăși limita de curgere a materialului.

Grinzile podului, suprasolicitate datorită șocului se vor îndoi din ce în ce mai mult, dar vor opune rezistență pînă la limita de curgere a materialului, consumînd astfel o parte din energie. Această situație va continua pînă în momentul în care capetele superioare liber

rezemate ale grinzilor, alunecînd pe peretele de beton al puțului, vor ajunge la nivelul capetelor lor inferioare, moment în care ele vor cădea pe podul inferior. Spațiul pe care-l va parcurge colivia împreună cu grinzile podului superior pe verticală, pînă în momentul în care ele vor cădea pe podul inferior, este h_f.

Din momentul cînd sistemul $Q + K_2G$ are viteza V_1 și pînă cînd ajunge la viteza V_2, viteză care corespunde momentului în care colivia se desprinde de grinzi, are loc o variație însemnată a energiei cinetice a coliviei, conform relației (33).

Vom avea :

$$E_2^{(c+g)} - E_1^{(c+g)} = L_{ext}^{(c+g)} + L_{int}^{(c+g)} + L_f^c. \quad (86)$$

Explicitînd relația, obținem :

$$\begin{cases} E_2^{(c+g)} - E_1^{(c+g)} = \dfrac{Q + K_2G}{2g}(V_2^2 - V_1^2); \\ L_{ext}^{c+g} = (Q_n + K_2G_n)W_{pl} - \dfrac{\mu_f e^2 l_c \cdot Q_{nd}^2}{8EI} \quad (87) \\ L_{int}^{c+g} = -\dfrac{1}{2}Q_d W_{pl} - K_2G W_{pl} - \\ \quad - \dfrac{\alpha l_c Q_d^n}{8G_0A} - \dfrac{\mu_f e^2 l_c \cdot Q_{nd}^2}{8EI}; \\ L_f^c = -(Q + G)h_f\mu_f - \mu_f Q_n l_f. \end{cases}$$

Înlocuind relațiile (87) în ecuația (86), după efectuarea operațiilor, rezultă viteza V_2 a coliviei :

$$V_2 = \sqrt{V_1^2 + \frac{2Q_n W_{pl} g}{Q + K_2G} - \frac{Q_{nd} W_{pl} g}{Q + K_2G} - \frac{\alpha g l_c Q_{nd}^2}{4G_0A(Q + K_2G)} - \frac{\mu_f^2 g e^2 l_c Q_n^2}{2EI(Q + K_2G)} - \frac{\mu_f([Q + G)h_f + Q_n l_c]}{Q + K_2G}} \quad (88)$$

care reprezintă viteza inițială a coliviei, la căderea acesteia pe podul inferior.

După atingerea acestei viteze V_2, se consideră că podul superior nu mai opune rezistență, deci colivia parcurge spațiul h_f, în cădere liberă, pînă la impactul cu podul inferior.

Viteza cu care colivia va cădea pe podul inferior se calculează cu relația :

$$V_3 = \sqrt{V_2^2 + 2gh_f}. \quad (89)$$

În continuare se va efectua calculul de verficare a rezistenței podului inferior, urmînd același raționament ca și în cazul podului superior.

Breviar practic de calcul

Se prezintă un exemplu practic de calcul al rezistenței unui pod de protecție de tip Valea Jiului, avînd datele mai jos, exemplu în care sînt puse în evidență principalele etape ale calculului.

Se consideră o colivie care are înălțimea de cădere maximă $H = 150$ m și greutatea maximă $Q_t = 10\,000$ kgf sau $Q_t = 10\,000$ daN, în cazul unui puț avînd diametrul Ø=5 m. Colivia are înălțimea 4 m, lungimea 3 m și lățimea 1,5 m.

Podurile de rezistență au o înclinare de 45°, avînd dimensiunile geometrice conform figurii 1.

Prin calcule se determină următoarele elemente :

— lungimea de calcul a grinzilor podurilor, conform relației (20) și numărul de grinzii subîntinse coliviei, conform (21), pentru cazul în care colivia cade în mijlocul secțiunii puțului (cazul cel mai dezavantajos) :

$$l_c = \frac{l_{g_{max}} + l_{g_{min}}}{2} = \frac{707{,}1 + 648{,}0}{2} = 677{,}5 \text{ cm};$$

$$n = \frac{L}{b} + 4 = \frac{150}{12{,}5} + 4 = 16 \text{ grinzi};$$

— energia cinetică a coliviei cu relația (27) :

$$E_c^c = Q_t H = 10\,000 \cdot 150 = 15 \cdot 10^5 \text{ daN} \cdot \text{cm};$$

$$E_c^c = 1\,500 \text{ tfm};$$

— viteza V_c, cu relația (28), pentru momentul care precede contactului dintre colivie și podul superior :

$$V_c = \sqrt{2 \cdot g \cdot h} = \sqrt{2 \cdot 10 \cdot 150} = 54{,}24 \text{ m/s};$$

$$V_c = 5\,424 \text{ cm/s};$$

— lucrul mecanic total efectuat de colivie asupra patului de lemn de pe podul superior cu relația (32) :

$$L_l = \frac{az\,\tau_f^2 A_1}{2G_l} + \frac{1}{2}\sigma_c S_c h_c \gamma_u;$$

$$L_l = \frac{1 \cdot 10 \cdot 45^2 \cdot 314}{2 \cdot 5 \cdot 10^3} +$$

$$+ \frac{1}{2} \cdot 100 \cdot 1\,500 \cdot 16 \cdot 0{,}6 = 1355{,}85 \text{ daN} \cdot \text{cm};$$

$$L_l = 135{,}58 \text{ t} \cdot \text{m};$$

— viteza coliviei în momentul care precede imediat contactului dintre colivie și grinzile metalice, cu relația (34):

$$V = \sqrt{V_c^2 - \frac{agz\tau_f^2}{G_t Q_t} - \frac{\sigma_c S_c h_c g \gamma_u}{Q_t}};$$

$$V = \sqrt{5\,424^2 - \frac{1 \cdot 981 \cdot 10 \cdot 45^2}{5 \cdot 10^3 \cdot 10^4} - \frac{100 \cdot 1\,500 \cdot 16 \cdot 0{,}6 \cdot 981}{10^4}} = 5\,297 \text{ cm/s};$$

$$V = 52{,}97 \text{ m/s};$$

— viteza V_1, cu relația (37):

$$V_1 = \frac{Q}{Q + K_1 G} V =$$

$$= \frac{10\,000}{10\,000 + \frac{5}{8} \cdot 16 \cdot 355} 52{,}97 = 39 \text{ m/s};$$

$$V_1 = 5\,182 \text{ cm/s};$$

— Q_n și Q_f, cu relațiile (48) și (49):

$$Q_n = Q_i \cos 45° = \frac{Q_t}{n} \cos 45° =$$

$$= \frac{10\,000}{16} \cdot 0{,}707 = 442 \text{ daN};$$

$$Q_f = Q_i \cos 45° = \frac{Q_t}{n} \sin 45° =$$

$$= 0{,}2 \frac{10\,000}{16} 0{,}707 = 88{,}4 \text{ daN};$$

— coeficienții K_1 și K_1' se determină conform relațiilor (80) și (80'), coeficienții K_2 și K_2' conform (82) și (82'); vom avea

$$K_1 = \frac{5}{8}; \quad K_1' = \frac{1}{2}; K_1 \approx K_1' \approx \frac{1}{2};;$$

$$K_2 = \frac{17}{35} \text{ și } K_2' = \frac{1}{3};$$

— excentricitatea e de aplicare a sarcinii $\mu_f \cdot Q_n$ este:

$$e = 15{,}0 \text{ cm};$$

— W_{st} se calculează cu relația:

$$W_{st} = W_{stl} + f_{st},$$

în care W_{stl} este săgeata statică dată de sarcina normală Q_n pe intervalul $\left[\frac{l}{4}; \frac{l}{2}\right]$:

$$W_{stl} = \frac{Q_n l_c^3}{16EI}\left(\frac{x}{l_c} - \frac{4x^3}{3l_c^3}\right);$$

— pentru $x = \frac{l_c}{4}$, avem $W_{stl} = 0{,}09$ cm;

— pentru $x = \frac{3 \cdot l_c}{8}$, avem $W_{stl} = 0{,}12$ cm;

— pentru $x = \frac{l_c}{2}$, avem $W_{stlmax} = 0{,}14$ cm,

iar f_{st} este săgeata statică dată de sarcina $\mu_f Q_n$ pe intervalul $[l_c/4; l_c/2]$:

$$f_{st} = e\left(\frac{1 - \cos\frac{K \cdot l_c}{2}}{\sin\frac{K \cdot l_c}{2}} \sin K \cdot x + \cos Kx - 1\right)$$

unde

$$K = \sqrt{\frac{\mu_f Q_n}{EI}};$$

— pentru $x = \frac{l_c}{4}$, avem $f_{st} \approx 0$;

— pentru $x = \frac{3l_c}{8}$, avem $f_{st} \approx 0$;

— pentru $x = \frac{l_c}{2}$, avem $f_{st} \approx 0$.

Deci rezultă:

$$W_{stmax} = \frac{Q_n \cdot l_c^3}{48\,EI} =$$

$$= \frac{442 \cdot 677{,}5^3}{48 \cdot 2{,}1 \cdot 10^6 \cdot 9\,800} \cong 0{,}16 \text{ cm}.$$

Datorită faptului că $K \to 0$, indiferent de abscisa x, vom avea $\sin Kx \to 0$ și $\cos Kx \to 1$, deci $f_{st} \approx 0$, iar săgeata statică este dată în acest caz numai de sarcina normală la grindă Q_n;

— Φ se calculează cu relația (75):

$$\Phi = 1 + \frac{\alpha l_c Q_n}{4G_0 A W_{st}} + \frac{\mu_f^2 e^2 l_c Q_n}{2EIW_{st}}$$

$$\Phi = 1 + \frac{2{,}1 \cdot 677{,}5 \cdot 442}{4 \cdot 8{,}1 \cdot 10^5 \cdot 69{,}1 \cdot 0{,}14} +$$

$$+ \frac{0{,}2^2 \cdot 15^2 \cdot 677{,}5 \cdot 442}{2 \cdot 2{,}1 \cdot 10^6 \cdot 9\,800 \cdot 0{,}14} = 1{,}023;$$

— coeficientul de impact se calculează cu relația (77):

$$\psi = \frac{1}{\Phi} + \sqrt{\frac{1}{\Phi^2} - \frac{V^2}{0{,}7 \cdot g \cdot W_{st}\Phi} \cdot \frac{1 + K_2 \frac{G}{Q}}{\left(1 + K_1 \frac{G}{Q}\right)^2}} =$$

$$= \frac{1}{1{,}025} + \sqrt{\frac{1}{(1{,}025)^2} + \frac{5\,297^2}{0{,}7 \cdot 981 \cdot 0{,}16 \cdot 1{,}025} \cdot \frac{1 \cdot \frac{17}{35} \cdot \frac{355}{442}}{\left(1 + \frac{5}{8} \cdot \frac{355}{442}\right)^2}} = 420;$$

— săgeata dinamică se calculează cu relația:

$W_d = \psi \cdot W_{st} = 420 \cdot 0{,}16 = 67{,}2$ cm;

— săgeata maximă se calculează la grinzile podului superior care mai opun rezistență, deci în momentul în care se formează articulațiile plastice:

$$W_{pl} = \frac{4M_c^3}{3Q_n^2 EI}\left[1 + 2(2K+1)(K-1) - 2\left(\frac{Q_n l_c}{4M_c} + 2K\right)\sqrt{\frac{(K - Q_n l_c)}{4M_c}(K-1)}\right]$$

$$W_{pl} = \frac{4(442 \cdot 653)^3}{3 \cdot 442^2 \cdot 2{,}1 \cdot 10^2 \cdot 9\,800}\left[1 + 2(2 \cdot 1{,}17 + 1) \cdot (1{,}17 - 1) - 2\left(\frac{(442 \cdot 677{,}5)}{4 \cdot 442 \cdot 653} + 2 \cdot 1{,}17\right)\sqrt{1{,}17 - \frac{442 \cdot 677{,}5 \cdot 0{,}17}{4 \cdot 442 \cdot 653}}\right];$$

$W_{pl} = 65$ cm.

Se compară cele două săgeți și dacă:

1) $W_{pl} > W_d$ — rezultă că colivia nu va distruge total grinzile podului superior, acestea se vor deforma, dar colivia va rămîne pe podul superior;

2) $W_{pl} < W_d$ — colivia va distruge grinzile podului superior, continuîndu-și astfel căderea.

— viteza V_2 se calculează cu relația (88):

$$V_2 = \sqrt{V_1^2 + \frac{2Q_n W_{pl} g}{Q + K_2 G} - \frac{g \cdot W_{pl} Q_{nd}}{Q + K_2 G} - \frac{\alpha g l_c Q_{nd}^2}{4G_0 A(Q + K_2 G)} - \frac{\mu_f^2 e^2 l_c Q_{nd}^2}{2EI(Q + K_2 G)} - \frac{\mu_f [(Q+G)h_f + Q_{nlf}}{Q + \frac{K}{2}G}}$$

$$V_2 = \sqrt{3\,900^2 + \frac{2 \cdot 442 \cdot 65 \cdot 981}{625 + \frac{17}{35}367} - \frac{981 \cdot 65 \cdot 420 \cdot 552}{625 + \frac{17}{35}367} + \frac{2{,}1 \cdot 981 \cdot 677{,}5}{4 \cdot 8{,}1 \cdot 10^2 \cdot 69{,}1} \cdot \frac{(185\,640)^2}{\left(625 + \frac{17}{35}367\right)} - \frac{0{,}2^2 \cdot 15^2 \cdot 677{,}5 \cdot 185\,640^2}{2 \cdot 2{,}1 \cdot 10^6 \cdot 9\,800\left(625 + \frac{17}{35} \cdot 367\right)} - \frac{0{,}2\,(625+367) \cdot 500 + 442 \cdot 150}{625 + \frac{17}{35} \cdot 367}} = 525{,}6 \text{ cm/s};$$

— viteza V_3, cu care va cădea colivia pe podul inferior, este:

$$V_3 = \sqrt{V_2^2 + 2g \cdot h_f} = \sqrt{525{,}6^2 + 2 \cdot 981 \cdot 300} = 929{,}97 \text{ cm};$$

$V_3 = 9{,}3$ m/s.

— coeficientul de impact dintre colivie și podul inferior se calculează cu relația (77):

$$\psi = \frac{1}{1{,}023} + \sqrt{\frac{1}{1{,}023^2} - \frac{930^2}{0{,}7 \cdot 981 \cdot 0{,}16 \cdot 1{,}023} \cdot \frac{1 + \frac{17}{35} \cdot \frac{355}{442}}{\left(1 + \frac{5}{8} \cdot \frac{355}{442}\right)^2}} \cong 70;$$

— săgeata dinamică va fi :

$$W_{dII} = \psi \cdot W_{st} = 70 \cdot 0{,}16 = 11{,}2 \text{ cm}.$$

Se observă că :

$$W_{dII} = 11{,}2 \text{ cm} \ll W_{pl} = 65 \text{ cm},$$

ceea ce ne arată că deformațiile podului inferior vor fi în domeniul elastic al deformației grinzilor.

Notații utilizate în calcule

X, Y — reprezintă coordonate, în cm ;
N, K — mulțimea numerelor întregi, pozitive
W, Y — săgeata grinzii, cm ;
ρA — masa unității de lungime, kg/cm ;
$q(x, t)$ — sarcina distribuită liniar, în daN/cm ;
EI — rigiditatea longitudinală a unei grinzi, în daN. cm² ;
GA — rigiditatea transversală a unei grinzi, în daN· cm² ;
C — parametru avînd dimensiunea, cm³ ;
$W(x, t)$ — funcție, ca soluție a ecuației (3), săgeată ;
W_{st}, W_d — săgeata statică, respectiv dinamică, în cm ;
m_K — parametru, care satisface ecuația dedusă din condițiile la limită ;
$P(t)$ — forța de impact dintre corp și grindă, daN ;
β_0 — deformația locală în baza relației (18) a lui Mertz ;
S — deplasarea (amplitudinea maximă) a corpului percutor, cm ;
E_0^c, E^c — energia cinetică a coliviei, înainte și după parcurgerea înălțimii de cădere h, în daN· cm ;
E_p^c — energia potențială a coliviei, daN·cm ;
L_{ext}^c, L_{int}^c — lucrul mecanic al forțelor exterioare și interioare asupra coliviei ;
g — accelerația gravitațională, cm/s² ;
K_1, K_1' — coeficientul de reducere al masei pentru cantitatea de mișcare ;
K_2, K_2' — coeficientul de reducere al masei pentru energia cinetică ;
K^2 — pătratul raportului dintre sarcină și rigiditatea la încovoiere a grinzii, în cm⁻² ;
l_c — lungimea de calcul al grinzilor podului, în cm ;
l_{gmax}, l_{gmin} — lungimsa maximă, respectiv minimă a grinzilor podului, în cm ;
$n ; z$ — numărul de grinzi subîntinse de muchia coliviei, respectiv numărul de grinzi de lemn ;
b — lățimea unei grinzi, în cm ;
L — lungimea unei muchii a coliviei, în cm ;
H, h — spațiile parcurse de colivie în cădere liberă, în cm ;
$Q_z ; Q_v ; Q_c ; Q_u$ — greutatea totală a coliviei încărcate la maxim, respectiv greutatea vagoneților, a coliviei și a utilului, în daN ;
$Q ; Q_1 ; Q_2, \ldots Q_i$ — greutatea care acționează asupra unei singure grinzi, din greutatea totală, în daN ;
$G_z ; G_1 ; G_2 ; \ldots G_i$ — greutatea totală a grinzilor, respectiv greutatea unei grinzi, în daN ;
G_l — modulul de elasticitate transversal al lemnului, $5 \cdot 10^3$, daN/cm² ;
L_1 — energia specifică de deformație în cazul eforturilor tangențiale de forfecare ;
L_c, L_f, L_l — lucrul mecanic de comprimare, lucrul mecanic al forțelor traiectori date de către greutatea coliviei, respectiv lucrul mecanic total efectuat de colivie asupra patului de lemn, în daN·cm ;
σ_f, τ_c, — efortul unitar de forfecare, respectiv de compresiune al lemnului, în daN/cm², considerat transversal asupra fibrelor lemnului ;
A, A_1 — secțiunile transversale ale grinzilor în cm² ;
S_c — suprafața tălpii coliviei, în cm² ;
n_0 — înălțimea de comprimare a lemnului 50% ;
γ_u — coeficient de umplere, $\gamma_u = 0{,}8$;
$V_0, V_c, V, V_1, V_2, V_3$ — viteza coliviei în momentele principale ale mișcării, în cm/s ;
V_{0cr} — valoarea vitezei de ciocnire, peste care încep să apară deformații plastice, în cm/s ;
Q_n, Q_{nd} — componenta normală a greutății coliviei aplicate static și respectiv aplicate dinamic, în daN ;
G_n — componenta normală a greutății unei grinzi, în daN ;
Q_f — componenta longitudinală a greutății coliviei ce acționează asupra unei grinzi, datorate frecării, în daN ;
μ_f — coeficientul de frecare la alunecare $\mu_f = 0{,}2$;
$E_1 ; E_2$ — energia cinetică a sistemului colivie-grindă în momentul impactului, respectiv în momentul deplasării maxime, în daN.cm ;
$L_{ext}^{(c+g)}, L_{int}^{(c+g)}$ — lucrul mecanic al forțelor exterioare ce acționează asupra sistemului colivie-grindă, respectiv al eforturilor interioare ce acționează asupra sistemului, în daN ;
M_i — momentul încovoietor, în daN · cm ;
T_i — forța tăietoare, în daN ;
α_0 — coeficientul de multiplicare a efortului tangențial ;
e — excentricitatea forței de compresiune Q_d, în cm ;
f, f_0 — săgeata, respectiv săgeata maximă, dată de sarcina de compresiune, în cm ;
ψ — coeficientul dinamic ;
W_{pl} — săgeata maximă a grinzii, corespunzătoare domeniului plastic al solicitării, în momentul apariției articulațiilor plastice, în cm ;
S_p — dublul momentului static al unei jumătăți de secțiune a grinzii metalice ;
R — coeficientul de restituire la șoc, $0 < R < 1$;
β — unghiul de înclinare a vitezei V_1 față de normală, grad ;
χ — factor ce caracterizează comportarea materialului la ciocnire, în domeniul plastic ;
K_0 — coeficient, în daN/cm² ;
P_c — forța de contact dintre corpurile care se ciocnesc, la care apar deformații plastice, în daN ;
P_n — valoarea maximă a forței de contact, la care deformațiile corespunzătoare sînt maxime, în daN ;
HB — coeficient care caracterizează proprietățile plastice ale materia-

lului, fiind aproximativ egal cu duritatea Brinell;

$R_1, R_2 \ldots R_i$ — raza sferelor corpurilor ce se ciocnesc, avînd masa echivalentă cu masa corpurilor reale, în cm;

m — masa corpurilor, în kg;

ξ — parametru independent, fiind egal cu raportul dintre viteza critică și cea inițială la ciocnire;

η — variabilă în relația (45), a cărei expresie este dată de relația (46);

μ — coeficientul lui Poisson, $\mu = 0{,}3$;

$T_k(t)$ — funcție dependentă numai de variabila t;

$X_k(x)$ — funcție dependentă numai de variabila x;

$\frac{d^2f}{dt^2}$ — derivata parțială de ordinul doi a unei funcții în raport cu variabila t;

$\frac{d^4f}{dx^4}$ — derivata parțială de ordinul patru a unei funcții f în raport cu variabila x;

Φ — coeficient ce intervine în relația coeficientului dinamic și are expresia conform relației (75).

Bibliografie

[1] Buzdugan, Gh. *Rezistența materialelor.* Ed. Tehnică, București, 1980.

[2] Bia, C. ș.a. *Rezistența materialelor și teoria elasticității.* Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1983.

[3] Beleaev, M. M. *Rezistența materialelor.* Vol. II, Ed. Tehnică, București, 1956.

[4] Buzdugan, Gh. ș.a. *Culegere de probleme de rezistența materialelor.* Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1979.

[5] Deutsch, I. *Rezistența materialelor.* Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1976.

[6] Deutsch, I. *Probleme de rezistența materialelor.* Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1979.

[7] Feodoseev, V. I. *Rezistance de materiaux.* Edition MIR, Moscou, 1971.

[8] Goldsmith, W. *Impact, The theory are physical behaviour of coolliding solides.* Ed Ward Arnold, London, 1960.

[9] Harris, C. M., Crede, Gh. E. *Shock and Vibration Handbook.* Vol. I. II, III, Mc Graw — Hill, New York, London, 1961.

[10] Mocanu, D. R. *Rezistența materialelor.* Ed. Tehnică, București, 1980.

[11] Silaș, Gh., Brîndeu, L. *Sisteme vibropercutante.* Ed. Tehnică, București, 1986.

[12] Silaș, Gh. ș.a. Bul. șt. și tehnică (serie nouă) 12(26) 2.1967, pag. 369 — 377.

[13] Silaș, Gh., Brîndeu, L. *Considerații privind folosirea funcției legăturii unilaterale în studiul ciocnirii.* A IV-a conferință de vibrații în construcția de mașini, Timișoara, noiembrie 1982.

[14] Ponomariov, S. D. ș.a. *Calculul de rezistență în construcția de mașini.* Vol. I, II, III, Ed. Tehnică, vol. I, 1960, vol. II, 1963, vol. III, 1964.

[15] Timoshenko, S.P. *Rezistance des materiaux.* Vol, I. II. Libraire polytechnique, Ch. Beronger, Paris, Liege. 1949.

[16] *** *Manualul inginerului mecanic.* Ed. Tehnică. București, 1959. Vol. I.

[17] *** *Manualul inginerului.* Ed. Tehnică, București, 1955.

Determinarea presiunii apei din porii rocilor argiloase

Ing. V. Petro

Fie A punctul în care se calculează compresibilitatea rocilor argiloase, situat la adîncimea h (fig. 1). Prin definiție coeficientul de compresibilitate se exprimă prin relația:

$$c = \frac{e}{p}, \qquad (1)$$

unde:

p este presiunea litostatică exercitată în punctul A;

e — indicele porilor rocii argiloase la adîncimea h:

$$e = \frac{n}{1 - n}; \qquad (2)$$

n — porozitatea rocii argiloase la adîncimea h:

$$n = 1 - \frac{\gamma}{\gamma_s(1 - w)}; \qquad (3)$$

γ — greutatea volumetrică în stare umedă a rocii argiloase considerate în punctul A;

γ_s — greutatea volumetrică a scheletului mineral al rocii argiloase de la adîncimea h;

w — umiditatea rocii argiloase.

În punctul A, presiunea exercitată este echivalenta cu sarcina geologică a coloanei litologice considerate pe adîncimea h, avînd valoarea:

$$p = \gamma_0 h, \qquad (4)$$

unde:

γ_0 este greutatea volumetrică în stare umedă a coloanei litologice considerate pe verticala punctului A, pe adîncimea h.

În cazul unei litologii neomogene, γ_0 este media ponderată a greutăților volumetrice ale tipurilor litologice întîlnite pe adîncimea h.

Din relaţiile (1) şi (4) rezultă :

$p = \frac{e}{c}\gamma_0 h \Rightarrow c = \frac{e}{\gamma_0 h}$ care, combinată cu relaţiile (2) şi (3), conduce la obţinerea relaţiei finale :

$$c = \frac{\gamma_s(1 - w) - \gamma}{\gamma_0 \gamma h} \qquad (5)$$

Plecînd de la metodologia de lucru cu cercurile lui Mohr, efortul normal σ pe planul de rupere este rezultatul compunerii eforturilor principale σ_1 şi σ_3. Acest lucru conduce la ideea că σ_1 şi σ_3 ar fi soluţiile unei ecuaţii de gradul II, realizată conform formulei :

$$x^2 - SX + P = 0,$$

unde :

S este suma rădăcinilor (deci $S = \sigma_1 + \sigma_3$);
P — produsul rădăcinilor ($P = \sigma_1\sigma_3$);
X — variabilă (în cazul nostru $X = \sigma$).

Deci pentru situaţia prezentă ecuaţia are forma :

$$\sigma^2 - (\sigma_1 + \sigma_3)\sigma + \sigma_1\sigma_3 = 0. \qquad (6)$$

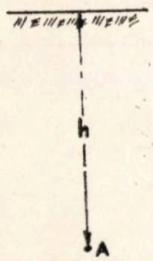


Fig. 1

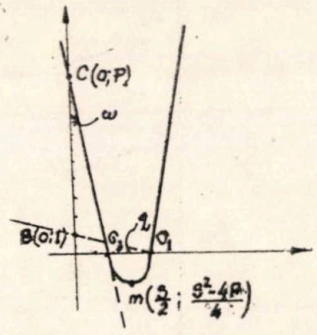


Fig.2

Acestei ecuaţii i se poate ataşa funcţia de gradul II :

$$f(\sigma) = \sigma^2 - (\sigma_1 + \sigma_3)\sigma + \sigma_1\sigma_3,$$

a cărei reprezentare grafică apare în figura 2. Se observă că $f(\sigma) = \tau$

(τ = efortul de forfecare tangenţial la planul de rupere).

Unind punctul A cu σ_3, rezultă triunghiul $OA\sigma_3$ cu $\sphericalangle\omega = \widehat{OA}\sigma_3$, pentru care avem :

$$\operatorname{tg}\omega = \frac{\sigma_3}{P} = \frac{1}{\sigma_1}. \qquad (7)$$

Unind σ_1 cu punctul B de valoare unitară pe axa ordonatelor, se obţine triunghiul $OB\sigma_1$ cu unghiul $q = \widehat{O\sigma_1}B$, pentru care avem :

$$\operatorname{tg} q = \frac{OB}{O\sigma_1} = \frac{1}{\sigma_1}. \qquad (8)$$

Înmulţind relaţia (8) cu u, se obţine :

$$u \operatorname{tg} q = \frac{u}{\sigma_1}. \qquad (9)$$

După Skempton, valoarea raportului $\frac{u}{\sigma_1}$ este :

$$\frac{u}{\sigma_1} = \frac{1}{1 + \frac{nC_w}{C_s}}. \qquad (10)$$

Din relaţiile (9) şi (10) rezultă :

$$u \operatorname{tg} q = \frac{1}{1 + \frac{n C_w}{C_s}},$$

C_w este coeficient de compresibilitate a fluidului din pori (apă, aer);

C_s — coeficient de compresibilitate a scheletului mineral;

u — presiunea apei din porii rocii argiloase, determinată de σ_1.

În problema de faţă se consideră $C_w = C$, rezultînd :

$$u = \frac{\operatorname{ctg} q}{n\frac{\gamma_g(1 - w) - \gamma}{\gamma_0\gamma h} + \frac{\gamma_0\gamma h}{C_s}}. \qquad (11)$$

O consecinţă practică a acestui calcul este posibilitatea determinării coeficientului de compresibilitate şi a presiunii apei din porii unei roci argiloase, la orice adîncime, prin intermediul unui foraj, pe baza carotelor extrase.

Metodologia de lucru este următoarea.

1. Pentru o adîncime h considerată, se determină σ_1 conform relaţiei (4).

2. Valoarea σ_1, la o scară convenabil aleasă, este plasată pe abscisa unui sistem de axe rectangulare, iar pe ordonată se fixează valoarea unitară (punctul B).

3. Se uneşte punctul σ_1 cu punctul B, determinîndu-se (grafic) valoarea unghiului q.

4. Pe baza carotei extrase de la adîncimea h se determină n, γ_s, w, γ, c_s.

Valoarea γ_0 se determină pe baza probelor extrase din carotajul continuu pînă în punctul A.

5. Se aplică relaţia (11).

Modificarea permeabilităţii zăcămintelor de ţiţei cu ajutorul polimerilor gelaţi în situ

Ing. **I. Pantazi**, ing. **Lelia Blank**
ing. **Valeria Constantin**
Institutul de Cercetări şi Proiectări pentru Petrol şi Gaze
Cîmpina
chim. **L. Mititeanu**
Institutul de Cercetări Produse Auxiliare Organice
Mediaş

Recuperarea ţiţeiului din zăcăminte necesită, de obicei, introducerea unui fluid (apă, abur, gaze, soluţii chimice etc.) printr-o sondă de injecţie, fluid care împinge ţiţeiul către sondele de reacţie unde acesta este recuperat. Cantitatea de ţiţei, potenţial recuperabilă printr-un proces de dezlocuire, este controlată de următorii doi factori : eficienţa fluidului injectat în dezlocuirea ţiţeiului din roca poroasă şi porţiunea din zăcămînt care poate fi contactată de fluidul injectat [1]. Prezentul articol descrie cercetările noastre privind folosirea polimerilor pentru creşterea fracţiunii din zăcămînt care este contactată sau spălată de fluidul injectat.

Considerente teoretice

Modelul de curgere a fluidelor într-un zăcămînt de ţiţei este determinat de modul de aranjare a sondelor de injecţie şi reacţie, caracteristicile zăcămîntului (permeabilitatea şi porozitatea) şi permeabilităţile relative ale rocii la curgerea simultană a două sau mai multe faze. În figura 1 se prezintă un panou tipic în cinci puncte în care sonda de injecţie din centru este înconjurată de patru sonde de reacţie. Liniile trasate în figura 1 indică fracţiunea din suprafaţa panoului care este spălată de fluid, la diverse distanţe de sonda de injecţie.

Relaţia dintre suprafaţa spălată de fluidul injectat şi volumul de fluid injectat depinde

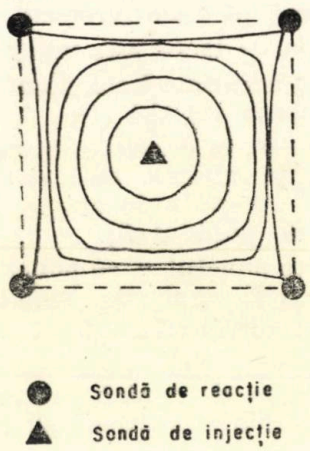


Fig. 1. Suprafaţa spălată de fluidul injectat într-un panou în cinci puncte la momente diferite ale injecţiei pentru un raport de modificare egal cu 1.

atît de caracteristicile fluidului, cît şi ale rocii. Dacă roca-zăcămînt este omogenă şi izotropă, este posibil ca întreg spaţiul poros să fie contactat de fluidul de spălare, dacă se introduc 1 — 5 volume poroase de fluid [1].

Zăcămintele de ţiţei sînt însă rareori omogene, prezintă cele mai mari modificări, după cum este prezentat în figura 2.

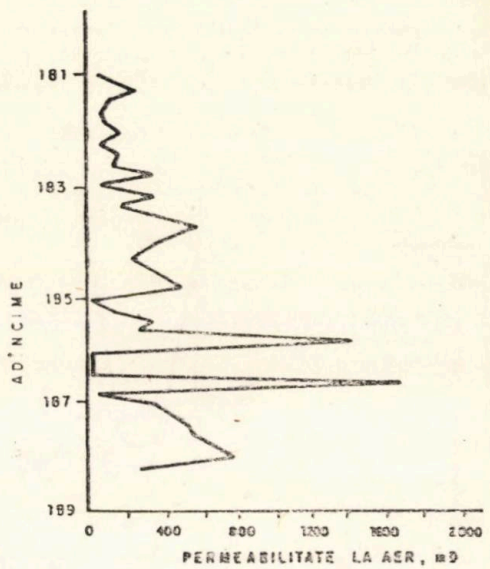


Fig. 2. Distribuţia permeabilităţii într-un zăcămînt eterogen [1].

Cînd există diferenţe mari de permeabilitate pe verticală, fluidele tind să curgă prin regiunile cu cea mai mare permeabilitate, ocolind porţiunile de zăcămînt cu permeabilitate mai mică. Această baipasare conduce la producerea unor cantităţi mari de fluid injectat per volum de ţiţei. Pe de altă parte, în regiunile baipasate de fluidul injectat (zone nespălate de fluid) rămîn cantităţi importante de ţiţei care fac ca, în timp, procesul de dezlocuire să devină neeconomic. De aceea, a devenit foarte importantă iniţierea de metode pentru modificarea permeabilităţii zăcămintelor în scopul creşterii porţiunii spălate din zăcămînt, ca metode de mărire a recuperării ţiţeiului.

În figura 3 este redată o secţiune între o sondă de injecţie şi o sondă de reacţie, dintr-un panou în cinci puncte. Zăcămîntul are trei

straturi orizontale cu permeabilităţi de 20, 900 şi 5 mD. Porozitatea se consideră uniformă şi egală cu 0,20. Pentru acest exemplu, se consideră că nu există comunicare pe verticală între straturi sau curgere transversală. Tot în figura 3 este prezentată fracţiunea de apă intrată în fiecare zonă în timpul unei injecţii convenţionale de apă. Se observă că zona cu permeabilitate de 900 mD primeşte aproximativ 94,5% din apa injectată.

Pentru îmbunătăţirea inundării volumetrice este necesară reducerea permeabilităţii zonei de 900 mD în regiunea din jurul găurii de sondă. Să presupunem că dispunem de o soluţie chi-

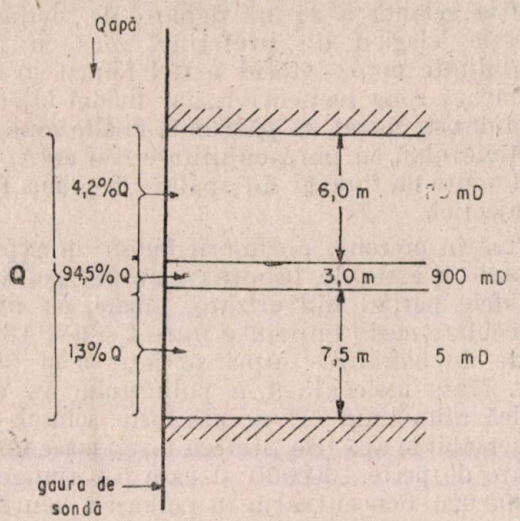


Fig. 3. Secţiune verticală pentru profilul de injecţie într-un panou în cinci puncte, cu trei straturi, fără curgere transversală [1].

mică, capabilă să reducă permeabilitatea rocii în momentul contactării acesteia de către produsul chimic. Figura 4 ilustrează distribuţia debitului de apă injectată după ce permeabilitatea zonei de 900 mD a fost redusă de zece ori, pe o rază de 7,5 m, în jurul găurii de sondă. Deşi o parte considerabilă din fluidul injectat continuă să intre în zona de 900 mD (iniţial), fracţiunea care pătrunde în zonele de 90 mD şi 5 mD a crescut de 3,3 ori. Pentru a obţine astfel de rezultate, în cursul unui tratament de „blocare" efectuat într-un zăcămînt din Kansas, s-au folosit [1] aproximativ 100 m^3 soluţie (pentru tratarea zonei de 900 mD cu grosime de 3 m, pe o rază de 7,5 m în jurul găurii de sondă). Deci, printr-un tratament chimic adecvat se pot obţine modificări importante în distribuţia apei injectate în strat. Condiţia esenţială pentru realizarea unui astfel de tratament îmbracă două aspecte, şi anume :

a — găsirea unor soluţii chimice capabile să modifice permeabilitatea la apă a rocii, fără a afecta semnificativ permeabilitatea acesteia la ţiţei ;

b — stabilirea tehnologiei adecvate pentru plasarea selectivă a soluţiei chimice în zăcămînt.

Exemplele descrise în figurile 3 şi 4 prezintă îmbunătăţirea inundării prin modificarea permeabilităţii în imediata apropiere a unei sonde de injecţie. Sînt cazuri însă, în care este necesar ca această modificare de permeabilitate să

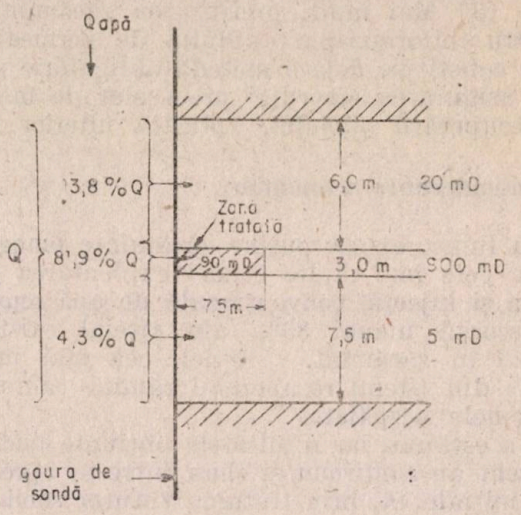


Fig. 4. Profilul de injecţie după modificarea permeabilităţii stratului de 900 mD prin tratament chimic [1].

fie realizată în zone mult mai depărtate de sonda de injecţie decît situaţia din figurile 3 şi 4. De aceea este necesar ca atît sistemul chimic, cît şi tehnologia de gelare să fie capabile de a modifica permeabilitatea la distanţe mari de sonda de injecţie.

În principiu, metodele de modificare a permeabilităţii zăcămintelor constau în amplasarea unui sistem chimic capabil să geleze la momentul hotărît, într-o zonă prestabilită, întotdeauna de permeabilitate mare. Gelul este desemnat să reducă permeabilitatea zonei de interes la fluidul de dezlocuire, în felul acesta modificînd profilul de curgere şi deviind fluidele ulterior injectate către zonele cu un conţinut mai mare în ţiţei rezidual.

Cele mai răspîndite metode de gelare se bazează pe introducerea în zăcămînt a unui sistem chimic format dintr-un polimer (poliacrilamidă parţial hidrolizată, polizaharide de tip Xanthan sau hidroxietilceluloze) şi un agent reticulant, sistem capabil să formeze „in situ" gelul necesar pentru devierea fluidelor injectate ulterior.

Proiectarea unui tratament de gelare — care presupune, în principal, stabilirea cantităţii de material injectat, a adîncimii de amplasare, a performanţelor gelului, a selectivităţii amplasării gelului în zonele cu permeabilitate mare a compatibilităţii gelului cu ape de injecţie şi de zăcămînt saline şi dure — este funcţie de caracteristicile specifice ale fiecărui zăcămînt.

Conceptul de modificare a profilului de permeabilitate poate fi aplicat, de asemenea, sondelor de producție pentru suprimarea impurităților de apă și gaze și pentru creșterea producției de țiței, prin controlarea acestor impurități [2]. Conceptul modificării profilului de permeabilitate poate fi aplicat și în procesele de injecție: de abur, CO_2, surfactanți, polimeri, soluții caustice, combustie subterană etc. [3] Mai mult, pretratarea zăcămintelor pentru uniformizarea profilului de permeabilitate constituie deja o metodă obligatorie pentru asigurarea eficienței proceselor de mărire a recuperării țițeiului, aplicate ulterior [3].

Considerente economice

În lume, există puține zăcăminte omogene și în cele mai multe cazuri exploatarea primară și injecția convențională de apă reușesc să scoată numai 33% din țițeiul existent inițial în zacământ. Astfel, cea mai mare parte din țițeiul recuperabil rămîne cantonat în zonele nespălate.

S-a estimat, iar rezultatele obținute pînă în prezent au confirmat și chiar întrecut aprecierile inițiale că, prin tratarea tuturor sondelor dintr-o zonă sau cel puțin a celor care necesită un astfel de tratament, cantitatea de țiței scoasă din zăcământ crește cu 5 — 10% [3].

Modificarea permeabilității, ale cărei baze tehnice au fost puse de către companiile Phillips și Dow (ambele din S.U.A.) acum 15 ani, este considerată ca metoda cu cel mai mare viitor dintre metodele de mărire a recuperării [3]. Ea nu este la fel de costisitoare ca majoritatea proceselor EOR, permițînd, în același timp, obținerea unor cantități suplimentare, semnificative, de țiței. Progrese cu adevărat spectaculoase s-au făcut abia în ultimul timp (2 — 3 ani), contribuția majoră avînd-o compania Pfizer (S.U.A.) cu mai mult de 30 procese realizate în doi ani și jumătate, aplicate atît sondelor de injecție, cît și celor de producție și cu gama foarte variată de sisteme gelante formulate pentru condiții foarte diverse de operare (tip FLOPERM sau tip FLOCON 4800 P).

Studiile economice efectuate de aceeași companie Pfizer [4] au arătat că metoda de modificare a permeabilității folosind geluri pe bază de polimeri, poate rămîne economică chiar dacă prețul țițeiului scade substanțial sub 20$/baril. Avînd în vedere atît eficiența procesului, cît și economicitatea lui, se estimează că modificarea permeabilității ca metodă în sine va fi în viitorul apropiat procesul dominant [3].

Date experimentale

Prin termenul de „gel", așa cum este folosit în prezenta lucrare, se înțelege o rețea elastică, tridimensională, obținută prin reticularea chimică a moleculelor cu catene lungi de polimer și imobilizarea concomitentă a unei cantități definite de molecule de apă.

Metoda de modificare a permeabilității unei zone predeterminate dintr-un zăcămînt constă în tratarea zonei respective cu o soluție apoasă conținînd un polimer solubil sau dispersabil în apă, împreună cu un agent reticulant cum este ionul Cr^{3+}, capabil să producă gelarea sau reticularea soluției apoase de polimer cînd *pH*-ul acesteia se găsește în domeniul adecvat gelării. Dacă viteza reacției de gelare (de reticulare) este suficient de mică, atunci gelul nu va începe să se formeze decît după ce compoziția gelantă a ajuns departe de sonda de injecție, alegînd de preferință zona cu permeabilitate mare. Gelul astfel format in situ blochează zona respectivă, iar fluidul injectat ulterior este forțat să pătrundă în alte zone ale zăcămîntului, cu permeabilitate mai mică, necontactate de fluidul de spălare în prima fază a injecției.

Pînă în prezent, polimerii folosiți în experimentele noastre de laborator au fost poliacrilamidele parțial hidrolizate, liniare, cu mase moleculare medii cuprinse între 1 și 9×10^6 și grade de hidroliză cuprinse între 0 și 30% mol. Masa moleculară a polimerului nu este critică atîta timp cît acesta este solubil sau dispersabil în apă. Se preferă totuși mase moleculare de peste 100 000 și care pot ajunge la 20 000 000. Concentrația în polimer a soluțiilor apoase utilizate a fost cuprinsă între 0,05 și 1,5% g, respectiv concentrații care mărește semnificativ viscozitatea apei de injecție.

Ionul Cr^{3+} reticulant este generat in situ printr-o reacție redox tipică. Ca oxidant s-a folosit dicromatul de sodiu PA, în care cromul se găsește în stare de valență maximă și nu acționează ca agent reticulant decît în momentul în care este pus în contact cu reducătorul în prezența soluției apoase de poliacrilamidă. Cromul hexavalent din dicromatul de sodiu este redus, in situ, la crom trivalent de către agentul reducător. Cantitățile de oxidant în sistemele redox folosite au variat între 0,5 și 40% g față de cantitatea de polimer utilizată, respectiv între 3×10^{-5} și 2×10^{-3} atomi-g de Cr^{6+} per gram de polimer.

Ca agenți reducători au fost folosiți metabisulfitul de sodiu, bisulfitul de sodiu și tioureea. Cantitățile de agent reducător folosite au variat între 0,1 și 300 % g față de cantitatea stoichiometric necesară pentru a reduce cromul hexavalent la crom trivalent.

Sistemele gelante au fost realizate în ape sintetice de diverse salinități, variind de la 1 la 11% NaCl și de diverse durități, variind de la 0,2 la 2% ($CaCl_2 + MgCl_2$), simulînd compoziția apelor de zăcămînt și de injecție.

Un agent de corectare a contrastului de permeabilitate trebuie să îndeplinească concomitent următoarele condiții:

a — să fie eficient la concentrații scăzute în polimer, din considerentele economice; concentrații de polimer cuprinse între 1 000 și 10 000 ppm sînt cele mai indicate;

b — stabilitate termică la temperatura zăcămîntului de la cîteva luni la cîțiva ani;

c — timp de gelare controlabil și prestabilit pentru a permite amplasarea compoziției gelante în zona dorită, situată frecvent la 15—30 m de gaura de sondă;

d — abilitatea de a se amplasa selectiv în zonele cu permeabilitate mare;

e — compatibilitate cu apele de zăcămînt și de injecție saline și dure;

f — compatibilitate cu roca;

g — stabilitate față de multiple volume poroase de fluid de dezlocuire injectat ulterior;

h — capacitate de a fi degradat chimic pentru restabilirea permeabilității inițiale a zonei [5].

Au fost puse la punct metode și teste de laborator pentru evaluarea calitativa și / sau cantitativă a parametrilor menționați. Timpul de gelare, compatibilitatea cu apele de zăcămînt și de injecție și stabilitatea termică au fost realizate în fiole închise, la temperaturi prestabilite, cuprinse între 20 și 90°C. Gelarea a fost observată vizual. Timpul de gelare a fost înregistrat în funcție de viscozitatea soluției, măsurată cu un viscozimetru rotațional Brookfield. Calitatea gelului (tip A, B și C), eventuala apariție de precipitat în locul gelului, apariția sinerezei, stabilitatea mecanică a gelului au fost observate vizual. Stabilitatea termică a gelului a fost evaluată prin menținerea acestuia la temperatura zăcămîntului timp de 30 de zile. Prin timp de gelare se înțelege timpul necesar ca viscozitatea soluției gelante să crească peste 2 000 cP, prag peste care se consideră că soluția nu mai este viscoasă, ci a apărut starea de gel.

Evaluarea amplasării gelului și eficienței lui s-a făcut folosind teste de curgere atît pe modele lungi neconsolidate, cît și pe carotele consolidate de Sărata-Monteoru. Testele pe modele neconsolidate s-au realizat la temperatura dorită, folosind o baie de apă termostatată. Fluidele din vasul de transfer au fost trecute în mediul poros cu ajutorul unei pompe cu debit constant, de construcție proprie. Presiunea și debitul efluentului au fost măsurate la intervale regulate de timp, iar efluentul a fost colectat pentru analize chimice. Permeabilitatea modelelor neconsolidate a fost realizată prin amestecarea de nisip cuarțos de diferite granulații.

Evaluarea selectivității de amplasare a gelului în zonele cu permeabilitate mare s-a realizat prin folosirea unui test de curgere prin două tuburi montate în paralel, cu permeabilități diferite.

Tehnica noastră de cercetare a constat în evaluarea mai întîi a sistemelor gelante independent de mediul poros pentru a determina timpul de gelare, calitatea gelului și stabilitatea acestuia (test inițial de selectare) și apoi coroborarea acestor date cu valorile parametrilor urmăriți în timpul testelor de curgere prin medii poroase, respectiv amplasarea, gradul de reducere a permeabilității și longevitatea tratamentului de gelare. Testele pe medii poroase furnizează cele mai bune indicații privind comportarea unui sistem gelant dat, în condiții specifice de zăcămînt și de aceea sînt folosite pentru selectarea finală a sistemelor gelante.

În lucrarea de față sînt prezentate numai rezultatele obținute în prima fază a programului de evaluare a diferitelor sisteme gelante pentru modificarea permeabilității, cu cele două obiective principale.

1. Determinarea parametrilor principali care influențează procesul de gelare. Dintr-un număr mare de parametri testați, experimentele au stabilit că următoarele cinci variabile independente guvernează procesul de gelare: concentrația reactanților; *pH*-ul soluției; caracteristicile intrinseci ale polimerului (ex: masa moleculară și/sau gradul de hidroliză); salinitatea și duritatea apei; temperatura.

2. Modificările pe care variabilele independente le produc asupra timpului de gelare și calității gelului, cele două variabile dependente ale oricărui sistem gelant.

Lucrările efectuate în cea de-a doua fază a programului de evaluare, constînd în testarea performanței sistemelor gelante la curgere prin medii poroase și corelarea rezultatelor obținute în aceste teste dinamice cu cele obținute „in vitro", vor fi prezentate într-un alt articol.

Rezultate și discuții

Parametrii independenți, menționați în capitolul precedent, au fost variați pe domenii largi în cadrul testelor comparative „in vitro", iar rezultatele obținute și efectul lor în gelarea poliacrilamidelor sînt prezentate în capitolul de față.

Temperatura. Între temperatura de reacție, respectiv temperatura zăcămîntului, și timpul de gelare a sistemelor de tip poliacrilamidă — Cr^{3+} există o relație tipică Arrhenius (fig. 5). Creșterea temperaturii accelerează reacția de gelare. Timpii mici de gelare devin restrictivi la aplicarea metodei în zăcămintele cu temperaturi ridicate (la plasarea adecvată a gelurilor în zăcămînt).

Salinitatea și duritatea. Creșterea salinității și durității soluției reduce timpul de gelare (fig. 6) și în unele cazuri reduce și consistența gelului de la tipul A la tipul B sau C (tab. 1).

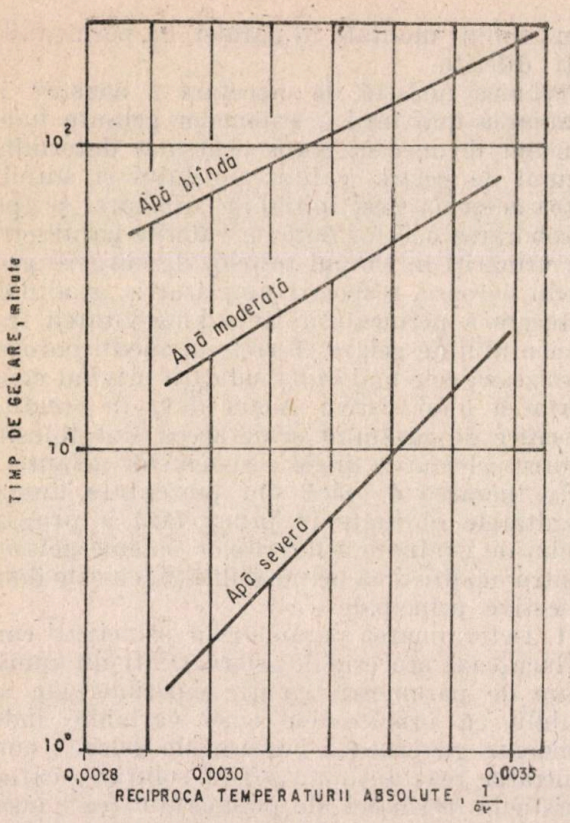


Fig. 5. Dependența timpului de gelare de temperatura sistemului.

Datorită naturii de polielectrolit a poliacrilamidelor hidrolizate, efectul de ecranare a respingerilor electrice dintre grupările carboxil de pe lanțul principal, produs de contraionii Na^+, Ca^{2+}, Mg^{2+} din apele de injecție, are două efecte majore asupra comportării macroionului:

a — pe de o parte permite o apropiere strînsă între moleculele individuale de polimer ceea ce conduce la creșterea interacțiunilor intermoleculare și la reducerea timpului de gelare;

b — pe de altă parte reduce forțele intramoleculare, polimerul se reîncolăcește, tinzînd spre o configurație aproape sferică, care expune un număr mic de puncte de reticulare. Consecința celui de al doilea efect este o rețea tridimensională mai slabă decît la gelurile obținute în ape cu salinități și durități mai mici, cînd lanțurile macromoleculare sînt complet expandate (datorită respingerii electrice dintre grupările carboxil de pe lanț) prezentînd un număr mai mare de puncte pentru reticulare.

Concentrația reactanților sistemului. Pentru un sistem dat polimer—cuplu redox, între reciproca timpului de gelare și reciproca concentrației în polimer s-a găsit o relație liniară tipică (fig. 7). Cele patru curbe sînt realizate la diferite concentrații în dicromat de sodiu și agent reducător, fixate a priori. Timpul de gelare descrește pe măsură ce cresc atît concentrația în polimer, cît și concentrația de oxidant și reducător.

Caracteristicile intrinseci ale polimerului. Polimerii cu masă moleculară mare gelează mai repede decît cei cu masă moleculară mică (fig.8). Masa moleculară diferită a celor trei curbe din grafic este exprimată prin viscozitatea inițială

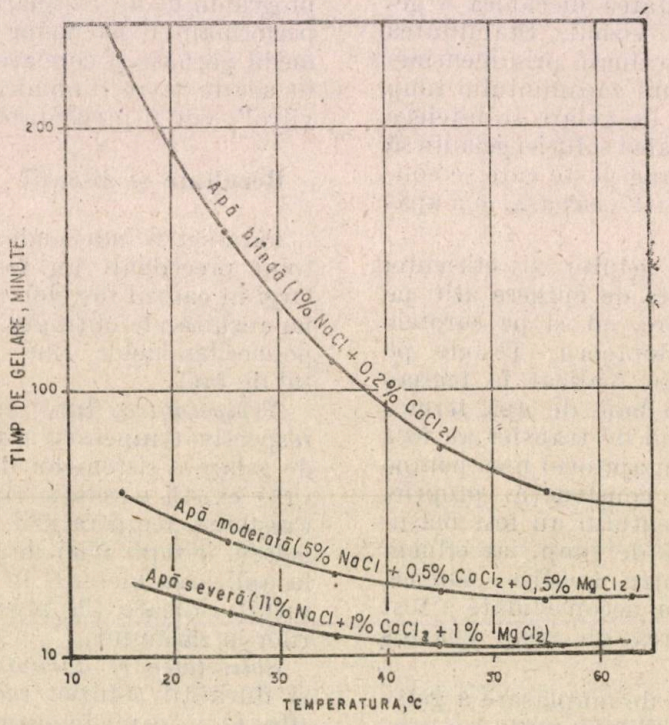


Fig. 6. Dependența timpului de gelare de salinitatea apelor de injecție.

Tabelul 1

Sisteme gelante obţinute pentru diferite condiţii de temperatură şi salinitate

Temperatura, °C	Sistemul gelant		Reducător	*pH*-ul instantaneu în sistem	Salinitatea apei	Duritatea apei	Timp de iniţiere a gelării	Timp de finalizare a gelării	Calitatea gelului
	Polimer	Oxidant							
20	Polimer S — 1 (3 600 ppm) *Mv* — medie; *GH* — mediu	Dicromat de potasiu ($K_2Cr_2O_7$) 500 ppm	Metabisulfit de potasiu ($K_2S_2O_5$) 600 ppm	8—9	11% NaCl	2%($CaCl_2$ + + $MgCl_2$)	5 min	15 min	tip C[3]
20	Polimer S — 2 (2 000 ppm) *Mv* — mare; *GH* — mare	Dicromat de potasiu 1 250 ppm	Metabisulfit de potasiu 1 350 ppm	8—9	12% NaCl	0,05%($CaCl_2$ + + $MgCl_2$)	5 min.	60 min.	tip B[2]
20	Polimer I — 1 (7 000 ppm) *Mv* — medie; *GH* — mediu	Dicromat de sodiu 1 250 ppm	Hidrosulfit de sodiu 1 350 ppm	6—7	11% NaCl	0,05% ($CaCl_2$ + + $MgCl_2$)	10 min.	40 min.	tip C[3]
20	Polimer I — 1 (7 000 ppm) *Mv* — medie; *GH* — mediu	Dicromat de sodiu 1 750 ppm	Sulfit de sodiu 2 500 ppm	6—7	5% NaCl	1% ($CaCl_2$ + + $MgCl_2$)	5 min.	30 min.	tip C[3]
60	Polimer I — 2 (7 000 ppm) *Mv* — medie; *GH* — mediu	Dicromat de sodiu 1 750 ppm	Tiouree 3 000 ppm	5—6	1% NaCl	0,2% $CaCl_2$	70 min.	2 400 min	Tip A[1]
100	Polimer I — 3 15 000 ppm *Mv* — mică, *GH* — mic	Dicromat de sodiu 1 750 ppm	Tiouree 3 000 ppm şi retardant 1 250 ppm	6—7	5% NaCl	%($CaCl_2$ + + $MgCl_2$)	25 min.	300 min.	Tip A[1]
20	Polimer I — 1 (7 000 ppm) *Mv* — medie; *GH* — mediu	$\frac{\text{meq } Cr^{3+}}{n \text{ mol } COO^-} = 0,25$ (12 000 ppm $Na_2Cr_2O_7$)	Na_2SO_4 2 700 ppm	4—5	5% NaCl	2%($CaCl_2$ + + $MgCl_2$)	5 min	30 min	Cel nereuşit tip 2**
70	Polimer I — 1 (7 000 ppm) *Mv* — medie; *GH* — mediu	Dicromat de sodiu 1 750 ppm	Sulfit de sodiu 3 000 ppm	6,5—7,5	11% Na Cl	2% $CaCl_2$ + + $MgCl_2$.	5 min.	300 min.	Cel nereuşit tip 1*

1) Gel tip A — compoziţia se ţine de fundul şi pereţii laterali ai fiolei, suprafaţa rigidă sau elastică (se arcuieşte) rămîne la 90° faţă de pereţii laterali.
2) Gel tip B — compoziţia se ţine de fundul şi pereţii laterali, dar prezintă o contractare moderată cu sau fără eliberare de apă.
3) Gel tip C — compoziţia se ţine de pereţi, dar prezintă o moderată viscoelasticitate, astfel încît suprafaţa gelului curge uşor făcînd un unghi de 45° cu peretele lateral.
* Gel nereuşit tip 1 — cînd se înclină fiola, gelul curge complet ca un lichid liber, astfel încît suprafaţa sa devine paralelă cu pereţii laterali (nu se ţine de pereţi).
** Gel nereuşit tip 2—sinereză, reţeaua gelantă se năruie complet în sine şi este caracterizată prin formarea unui şlam de particule discrete de gel în apă.

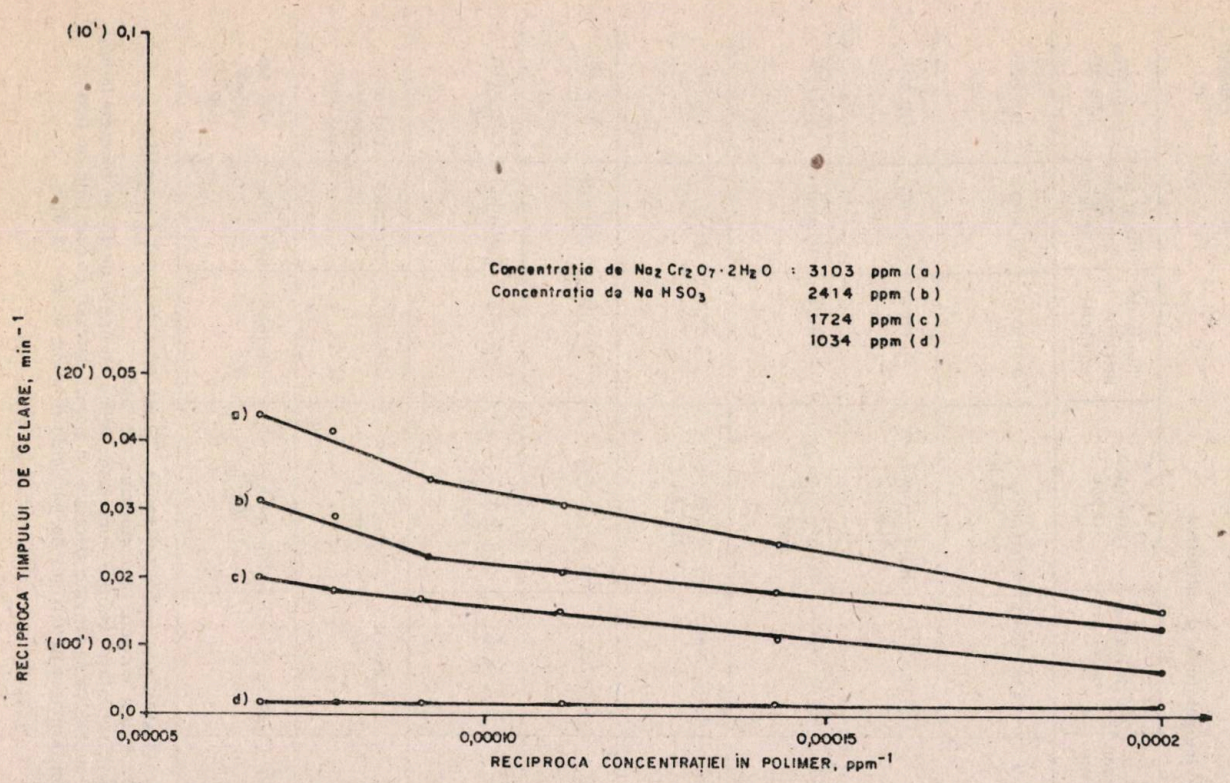


Fig. 7. Efectul concentrației oxidant-reducător asupra relației dintre timpul de gelare și concentrația în polimer pentru sistemele poliacrilamidă Cr^{3+}.

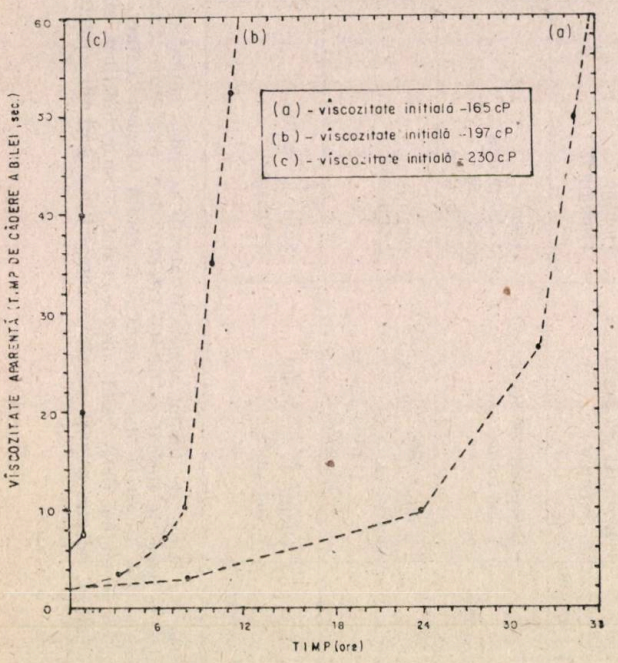


Fig. 8. Dependența timp de gelare-masă moleculară.

diferită a soluțiilor gelante de aceeași compoziție, bazate pe același tip de polimer. Efectul masei moleculare asupra timpului de gelare urmează previziunile analizei statistice a reticulării, a lui Flory, respectiv numărul de puncte necesare reticulării, într-un sistem gelant cu polimer liniar, este proporțional cu inversul masei moleculare medii a polimerului [5].

La concentrații relativ mari în polimer, polimerii hidrolizați gelează mult mai rapid decît cei nehidrolizați, în timp ce la concentrații mici în polimer, situația este complet inversă (fig. 9).

pH-ul soluției. Controlează de o manieră precisă atît momentul de începere a gelării, cît și timpul de gelare propriu-zis, respectiv timpul în care viscozitatea atinge valoarea de 2 000 cP și se instaurează starea de gel. Cresterea *pH*-ului de la 4,0 la 7,0 produce o modificare a timpului de inițiere a gelării, de la 14 minute la 14 ore, iar a timpului de gelare, de la 25 minute la două zile (fig. 10). Un grafic de genul celui prezentat în figura 10 se poate construi și este chiar necesar pentru fiecare sistem gelant în parte. Dreapta timpului de gelare prezintă întotdeauna o pantă mai mare decît dreapta timpului de inițiere. Cu alte cuvinte, pentru un sistem gelant dat, întîrzierea momentului de începere a gelării aduce după sine o crestere și mai mare a timpului de gelare. Pentru sistemele gelante pe bază de poliacrilamide, cercetate de noi, s-au dovedit necesare determinarea și înregistrarea ambilor timpi, iar interdependența lor apare ca un factor restrictiv. S-a constatat, de asemenea, că pentru acest tip de sisteme, ridicarea *pH*-ului peste 7,0 conduce la întîrzieri mult prea mari în apariția gelării, încît metoda devine neapli-

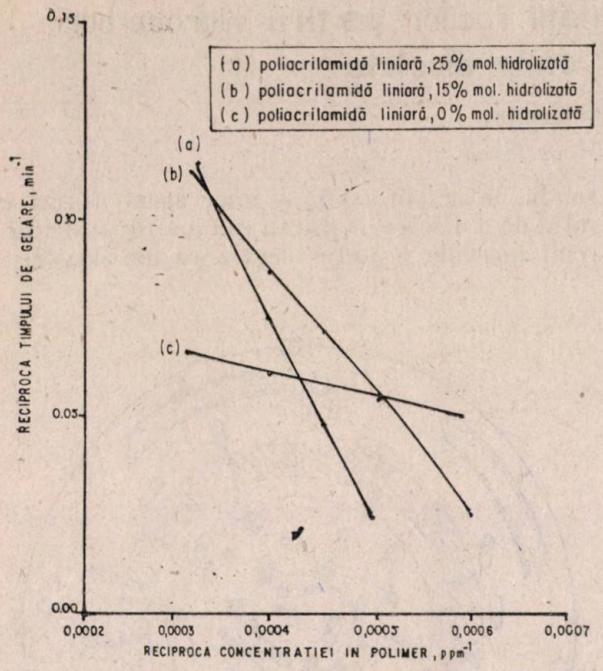


Fig. 9. Efectul gradului de hidroliză asupra relației dintre timpul de gelare și concentrația în polimeri pentru sistemul poliacrilamidă Cr^{3+}.

cabilă, în timp ce scăderea *pH*-ului sub 4,0 este neinteresantă, deoarece produce o gelare aproape instantanee. La valori de *pH* mai mari de 8,0, procesul de gelare nu mai are loc.

La modul ideal, gelarea soluției de polimer trebuie să înceapă numai după ce ea a fost în totalitate injectată în zona de interes, prestabilită. De aceea, timpul de inițiere a gelării, numit și timp de pompare, este indicat să varieze de la 8 la 10 ore, cel puțin, la 2 — 3 zile cel mult. Timpul de gelare (deformare și definitivare a gelului), dependent de timpul de pompare, trebuie să varieze în consecință între 3 și 7 zile, perioadă în care sonda se închide.

Pentru menținerea unui echilibru precis de *pH* în soluția de polimer, pe intervalul 4,0 — — 7,0, s-au folosit cantități variabile dintr-un sistem tampon de acetat de sodiu/ acid acetic, singurul care s-a dovedit compatibil cu toți componenții sistemelor noastre gelante.

Pînă în prezent s-au obținut sisteme gelante pe bază de poliacrilamide românești parțial hidrolizate pentru zăcăminte cu temperaturi cuprinse între 20 și 100°C și ape de injecție : blînde, moderate și severe,din punctul de vedere al compoziției ionice (tab. 1).

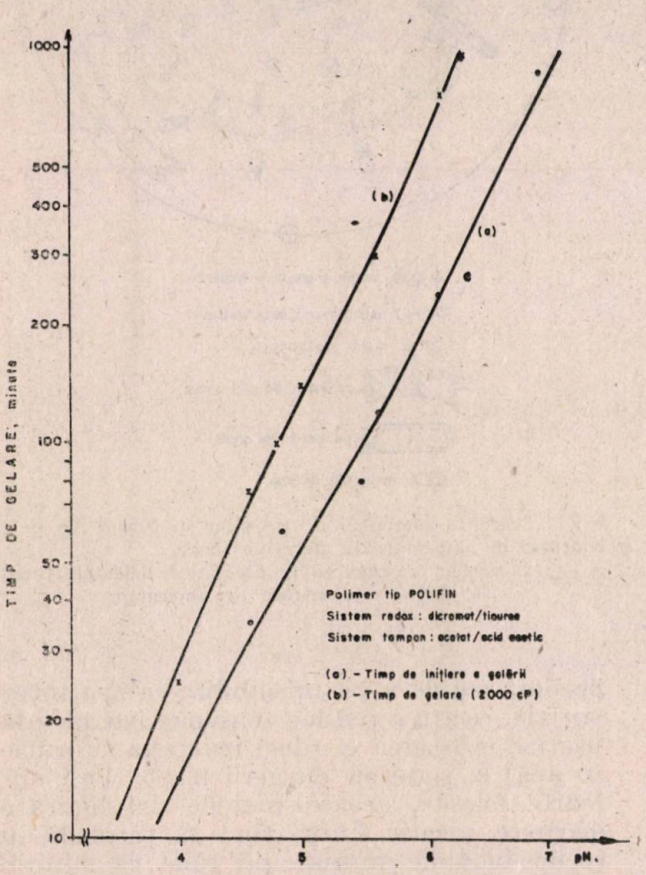


Fig. 10. Efectul *pH*-ului asupra timpilor de gelare.

Bibliografie

[1] Willhite, G. P., Jordan, D. S. *Alternation of permeability in porous rocks with gelled polymers.* Polymer Preprints, vol. 22, nr. 2, 1981.

[2] Chang, P. W., Goldman, I. M. *Laboratory studies and field evaluation of a new gelant for high temperature profile modification.* SPE 14235 the 60th Annual Technical Conference and Exhibition of the SPE, Las Vegas, sept. 1985.

[3] *** Pfizer Co, USA, Oil field products group-Interview with Burton Sandiford, Consultant polymer Applications, Oil field focus, Sept. 1983.

[4] *** Pfizer Co, USA, Oil field products group-Study shows gel treatments profitable even at low oil price, Oil field focus, Dec. 1985.

[5] Allison, J. D., Purkaple, J. D. *Laboratory evaluation of crosslinked polymer gels for water diversion.* May 1988.

Posibilităţi de creştere a permeabilităţii rocilor pentru hidrocarburi prin aplicarea unui cîmp electric

Dr. ing. **M. Gheorghiţoiu**

Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Capacitatea de producţie a unei sonde este dată de relaţia : $Q = I \times \Delta p$, în care I este indicele de productivitate, iar Δp este diferenţa dintre presiunea de la contur şi presiunea de la peretele sondei.

Δp reprezintă energia zăcămîntului care face ca petrolul să treacă din zăcămînt în sondă.

I reprezintă particularităţile rocilor din vecinătatea sondei (permeabilitatea pentru hidrocarburi), ale petrolului (viscozitatea), ca şi condiţiile geometrice ale zăcămîntului (grosimea stratului, raza sondei, raza conturului de alimentare).

Se ştie că, în general, numai o mică parte din petrolul conţinut în rezervoare (20 — 40%) este exploatat. Acest procent mic de petrol exploatat se datoreşte, pe de o parte, energiei mari de reţinere în zăcămînt (petrolul se găseşte de obicei într-o reţea de pori de dimensiuni subcapilare, avînd o suprafaţă specifică foarte mare, de zeci, sute m^2/cm^3 de rocă, iar pe de altă parte, capacităţii de curgere a rocilor limitrofe sondei.

Cum petrolul din strat trebuie să treacă printr-o suprafaţă foarte mică pentru a pătrunde în sondă, importanţa capacităţii de curgere a rocilor limitrofe sondei devine foarte mare.

Acest lucru este sugerat de figura 1, care reprezintă diferenţa de presiune strat-sondă Δp, de la conturul de alimentare R_c la peretele sondei r_s (curba punctată este pentru cazul cînd capacitatea de curgere a rocilor din jurul sondei este aceeaşi cu cea din restul zăcămîntului, iar cea plină pentru cazul cînd este mult mai mică, respectiv cazul real).

Trebuie să ţinem cont că la deschiderea stratului productiv, capacitatea de curgere a rocilor limitrofe sondei este redusă foarte mult. Această reducere are loc, în general, prin trei mecanisme, şi anume :

— creşterea saturaţiei în apă a rocilor limitrofe sondei ;

— reducerea secţiunii de curgere a porilor, datorită umflării mineralelor argiloase prezente în ei ;

— dispersarea şi podirea în construcţiile porilor a particulelor argiloase.

Se cunosc mai multe căi de refacere şi/ sau îmbunătăţire a capacităţii de curgere a rocilor limitrofe sondei. Dintre acestea, menţionăm metodele care se bazează pe introducerea prin sondă, în aceste roci, a unor agenţi fluizi cu rolul de a dizolva o parte din matricea solidă a rocii (deci de a mări secţiunea de curgere a

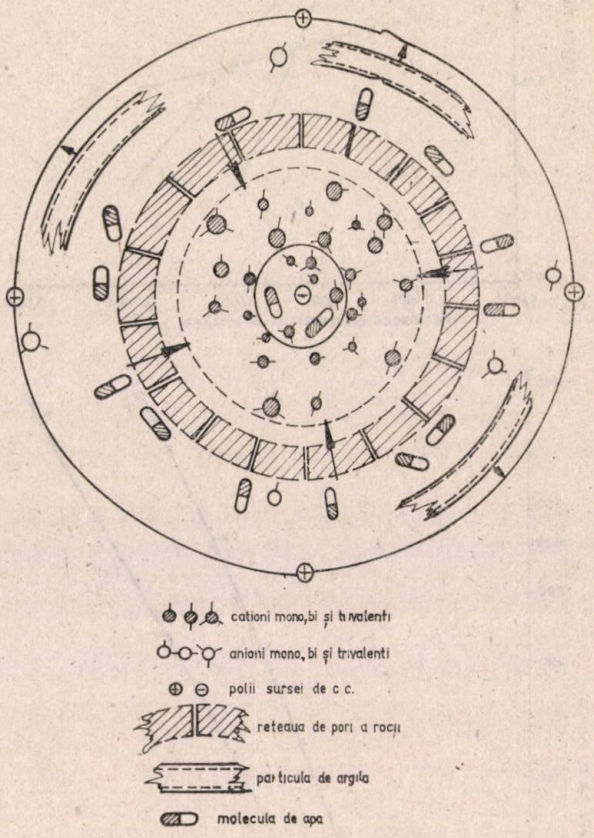


Fig. 1. Variaţia diferenţei de presiune strat-sondă Δp de la conturul de alimentare la peretele sondei : r_s — raza sondei ; r_a — raza zonei afectate de fluidul de foraj ; R_c — raza conturului de alimentare.

porilor) sau de a se miscibiliza cu apa interstiţială, pentru a reduce tensiunea interfacială, uşurînd evacuarea ei (deci reducerea saturaţiei în apă) la pornirea curgerii înapoi. Deşi sînt foarte folosite, aceste metode sînt limitate, deoarece agenţii fluizi tind să pătrundă în rocile limitrofe numai pe căile de minimă rezistenţă, lăsînd neafectaţi tocmai porii mici, a căror secţiune ar trebui crescută. Menţionăm că reacţiile agenţilor cu roca sau cu fluidele cantonate în ea pot forma produşi insolubili care pot provoca, la rîndul lor, reducerea capacităţii de curgere a rocilor limitrofe sondei.

Considerăm că pentru îmbunătăţirea capacităţii de curgere a rocilor limitrofe, este nevoie,

* Materialul acestui articol a fost prezentat în cadrul Celei de-a V-a Conferinţe Naţionale pentru studiul argilelor, Bucureşti, 11 — 12 decembrie, 1987.

în principal, de reducerea saturației în apă a lor, dar pentru a realiza aceasta este nevoie să aplicăm la nivelul acestor roci o cantitate de energie mai mare decît energia care reține apa în ele.

Cum apa este distribuită în tot sistemul de pori, iar forțele cele mai mari de reținere ale ei se manifestă în porii cei mai fini, este nevoie ca energia introdusă să poată acționa prin forțe specifice în toți acești pori.

O astfel de energie poate fi introdusă numai de un cîmp continuu (electric, termic, magnetic).

Ținînd seama de faptul că apa din aceste roci este, de regulă, bogată în electroliți, considerăm că cel mai potrivit cîmp de inducere a energiei în aceste roci este cîmpul electric.

Considerînd, ipotetic, o sursă de curent continuu, cu suficientă diferență de potențial, cu polul negativ în sondă, iar polul pozitiv pe un cerc concentric sondei, de o anumită rază, este de așteptat că, datorită cîmpului electric indus, ionii pozitivi din apa prezentă în sistemul de pori să fie deplasați spre sondă o dată cu apa de solvatare, iar cei negativi, eventual și particulele discrete de argilă, spre polul pozitiv, departe de sondă.

În primul interval de timp, mișcarea s-ar produce numai în zonele imediat vecine polilor, datorită gradienților mai mari de potențial.

O dată cu creșterea concentrației în ioni pozitivi, în jurul sondei sau în sondă, mineralele argiloase, prezente în sistemul de pori

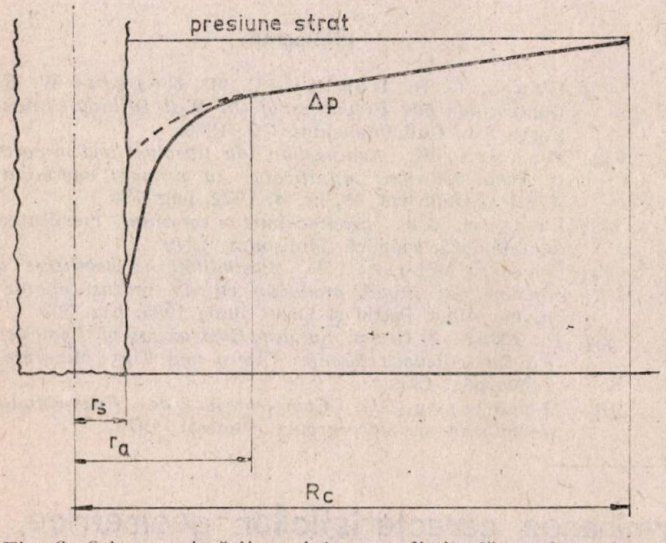


Fig. 2. Schema migrării apei în zona limitrofă sondei sub acțiunea unui cîmp electric.

limitrofi sondei, vor fi supuse unei atmosfere mai dense de ioni pozitivi, fapt ce va provoca o reechilibrare electrică a particulelor minerale. Din această cauză, o parte din apă va fi probabil eliberată și va curge înspre sondă, fiind fixată prin mecanismul osmotic de umflare.

În altă ordine de idei, o creștere a concentrației de ioni a apei din sondă și din rocile limitrofe sondei va induce o diferență de potențial chimic, între ea și apa din zone mai depărtate de sondă, iar acest lucru va duce la o migrare a apei prin osmoză din zonele mai depărtate de sondă spre sondă (roca și rețeaua fină de pori constituind membrana semipermeabilă).

Toate acestea vor putea duce la o creștere a capacității de curgere a rocilor limitrofe sondei, atît prin reducerea saturației interstițiale în apă a acestor roci, cît și datorită creșterii secțiunii de curgere a unor pori, ca urmare a reducerii volumului mineralelor argiloase, care au cedat o parte din apa fixată de ele.

Verificare în laborator

Pentru a pune în evidență posibilitatea de influențare a capacității de curgere a unor roci cu conținut de material argilos, cu ajutorul curentului electric continuu, s-a recurs la modelarea fenomenului în laborator.

Această modelare constă în confecționarea unor probe de rocă la care să se poată aplica un cîmp electric și în stabilirea unui test de curgere care să pună în evidență eventualele modificări ale capacității de curgere a probelor [4].

Probele sînt formate din nisip de o anumită granulație în care se amestecă 15 — 20% bentonită și apoi se așază în celulele instalației de curgere, pentru testare. Probele sînt fixate în celule cu ajutorul a două discuri poroase. La capătul de ieșire a celulelor se fixează polul negativ al unei surse de curent continuu, iar la cel de intrare polul pozitiv.

Testul de curgere folosit constă în :

— saturarea probei într-o soluție pentru 24 ore și în măsurarea timpului de curgere a 200 ml din soluția de încercat, în condiții de stabilizare a curgerii, la o diferență de presiune de 10 bar.

Probele sînt păstrate în soluția de încercat o perioadă de 24 ore.

Etapele testului sînt :

— saturarea probelor cu o soluție 12% NaCl;

— măsurarea timpului de curgere a soluției prin probă ;

— măsurarea timpului de curgere a unui produs petrolier (motorină) prin probă, T_1;

— măsurarea timpului de curgre a apei dulci prin probă ;

— măsurarea timpului de curgere a produsului petrolier, T_2 ;

— proba este supusă acțiunii cîmpului electric pe o perioadă dată de timp ;

— se măsoară timpul de curgere a produsului petrolier prin probă, T_3.

Raportul T_2/T_1 reprezintă reducerea capacității de curgere a probei ca urmare a blocajului provocat de apa dulce.

Expresia: $(1 - T_3/T_2) \times 100$ ne dă combaterea blocajului în procente.

În tabelul 1 sînt trecute cîteva rezultate obținute pe probele supuse acțiunii curentului electric și pe probele martor.

Din tabel rezultă că acțiunea cîmpului electric duce la îmbunătățirea condițiilor de curgere pentru hidrocarburi a rocilor cu conținut de material argilos blocate cu apă dulce.

Efectul a fost mai mare la rocile cu un conținut ridicat de material argilos.

Cea mai mare pondere a îmbunătățirii condițiilor de curgere se observă în prima perioadă de aplicare a cîmpului electric.

Aceasta se explică, probabil, prin faptul că ionii pozitivi din probă au avut timp să ajungă la polul negativ, împreună cu o parte din apa

Tabelul 1

Proba	Bentonită în probă, %	T_2, s (media a 4 probe)	Tensiunea electrică aplicată, U	T_3, s (media a patru probe)			$(1 - T_3/T_2)$ 100 (pentru trei perioade de timp)
				1 perioadă	2 perioade	3 perioade	
1	15	96	NU	96	97	96	—
2	15	98	1×U	90	88	87	11,2
3	20	169	NU	170	169	169	—
4	20	170	1×U	114	110	109	35,9
5	20	175	NU	174	175	174	—
6	20	172	2×U	112	108	108	37,22

Tabelul 2

Proba	Masa, g (media a patru probe)	ΔM, g După păstrarea în desicator (medie a patru probe)		
		24 h	48 h	72 h
5	57,480	0,509	0,582	0,614
6	63,518	0,035	0,044	0,051

din probă.

Pentru a verifica dacă această creștere a capacității de curgere are loc pe baza îndepărtării apei din probă, după măsurări, probele au fost scoase din celulă și cîntărite. După aceea au fost plasate în desicatoare și cîntărite, după anumite perioade de timp.

La probele martor (cele care nu au fost supuse cîmpului electric) s-a observat o mare reducere a greutății în timp, fapt ce denotă că prezentau o cantitate de apă mai mare decît cele supuse cîmpului electric. Două rezultate sînt trecute în tabelul 2.

Din tabel se observă că la proba nesupusă cîmpului electric, cantitatea de apă este mai mare cu 0,563 grame, iar dacă o raportăm numai la cantitatea de argilă din probă (circa 3 g), diferența dintre cantitățile de apă este de 18 procente.

Putem presupune că apa evacuată sub acțiunea cîmpului electric din argila din probe este fixată prin fenomenul de osmoză la particulele de argilă.

Îndepărtarea ei a avut loc datorită îndepărtării bazei materiale care o lega de argilă, și anume ionii pozitivi prezenți în apropierea particulelor.

Dacă ținem cont de rezultatele lui Parker, putem presupune că și umflarea acestor argile este redusă, corespunzător cu efectul pe care-l are fenomenul de osmoză asupra acestui proces.

În cazul în care -ar aplica acest procedeu pentru refacerea capacității de curgere a unei formațiuni productive blocate, această refacere ar putea fi rezultatul atît al micșorării saturației în apă a formațiunii, cît și al măririi secțiunii de curgere a sistemului de pori, provocată de reducerea umflării.

Bibliografie

[1] Gray, G. R., Darley, C. M., Rogers, W. F. *Compozition and Properties of Oil Well Drilling Fluids.* Forth Ed., Gulf Publishing CO. 1980.

[2] Magara, K. *Compaction ion filtration and osmosis in shale and their segnificance in primary migration.* A.A.P.G.-Bull. vol. 56, nr. 4, 1972, pag. 790.

[3] Facsco, Gh. *Electrochimie și coroziune.* Facultatea de tehnologie chimică Timișoara, 1979.

[4] Gheorghițoiu, M. *Posibilități de stabilizare a argilelor din stratul productiv cu un produs organic, anionic.* Mine, Petrol și Gaze, iunie 1985, pag. 303.

[5] Parker, J. C. ș.a. *Swelling Com onents of Compacted Ca—Montmorrillonite.* Clays and Clay Minerals, 1980, pag. 135.

[6] Manolescu, G. *Complemente de fizico-chimia zăcămintelor de hidrocarburi.* Ploiești, 1977.

Cercetări comparative privind determinarea caracteristicilor geometrice, mecanice și de rezistență a prezoanelor filetate prin așchiere și rulare

Conf. dr. ing. **N. Tatu**
șef lucr. dr. ing. **N. Grigore**
asist. ing. **A. Creițaru**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Necesitatea și oportunitatea lucrării au fost determinate de solicitările întreprinderilor constructoare de prezoane filetate prin rulare I.M.Tg. Secuiesc și I. M. Bacău, în intenția de a folosi aceste prezoane în cadrul asamblărilor elementelor de echipamente de rafinării și a

conductelor. Această utilizare are în vedere înlocuirea în anumite situații a prezoanelor filetate prin așchiere, la capete și pe toată lungimea, care sînt utilizate prioritar și prezintă un cost de fabricație mai ridicat decît a celor rulate.

Plecînd de la aceste considerente s-a desfășurat în cadrul Institutului de Petrol și Gaze Ploiești un program amplu de cercetări comparative de laborator a caracteristicilor geometrice, metalurgice, mecanice și de rezistență la rupere statică și la oboseală a materialelor și prezoanelor executate din 41 MoCr 11 și OLC 35, în opt tipodimensiuni (M 12 — M 36), în 3 variante constructive (*A* — filetate la capete, *B* — filetate la capete cu tijă elastică și *C* — filetate pe toată lungimea, fig.1), prelucrate prin așchiere și prin rulare.

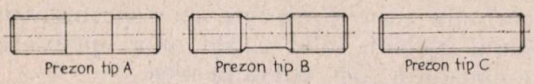


Fig. 1. Formele constructive ale prezoanelor supuse încercărilor.

Lucrarea prezintă rezultatele experimentale obținute în studiul comparativ al geometriei, caracteristicilor metalurgice și de rezistență la ruperea statică a prezoanelor, în diverse situații de regim termic, considerate caracteristice pentru funcționarea practică a acestora.

I. Considerații generale

Asamblările cu elemente filetate ale flanșelor constituie elemente constructive de bază, care determină siguranța în exploatare a echipamentelor utilajelor de rafinărie.

Regimurile de încărcare a acestora pot fi statice sau variabile, în funcție de anumiți parametri ai proceselor tehnologice, petrochimice sau de transport, cît și ai mediului în care funcționează acestea.

Situațiile de funcționare la temperaturi diferite de cea ambiantă sînt caracterizate de dezvoltarea unor încărcări suplimentare, cauzate de dilatările neegale ale elementelor componente ale asamblării, fiind supuse și fenomenului de fluaj.

Secțiunea critică pentru ruperile statice ale prezoanelor este situată în zona spirelor terminale ale filetului, la cele filetate la capete, și în zona mijlocie, la cele cu tijă elastică și filetate pe toată lungimea.

În cazul solicitării la oboseală oscilantă, poziția secțiunii critice se află în zona primei spire angajate în contact cu piulița, de la suprafața de așezare a acesteia la toate tipurile de prezoane. Explicația o constituie, pe de o parte, influența defavorabilă a filetului ca un concentrator puternic de tensiune, cît, mai ales, încărcării neuniforme a spirelor în contact, conducînd la încărcarea relativă a primei spire cu 35 ... 45% din sarcina axială.

II. Unele aspecte privind precizia dimensională a prezoanelor și caracteristicile mecanice ale materialelor din care sînt executate acestea

Studiul preciziei dimensionale a prezoanelor s-a efectuat prin măsurarea microscopică a pasului, unghiului profilului, diametrelor exterior și interior; valorile astfel găsite au fost prelucrate statistic, determinînd valoarea medie a elementului măsurat, abaterea medie pătratică, punîndu-se în evidență cantitativ și părțile de rebut recuperabil și irecuperabil.

Ridicarea poligoanelor de frecvență pentru diametrul exterior *d* al prezoanelor, s-a făcut, la majoritatea tipodimensiunilor așchiate și rulate, pentru ambele variante de oțeluri utilizate (fig. 2).

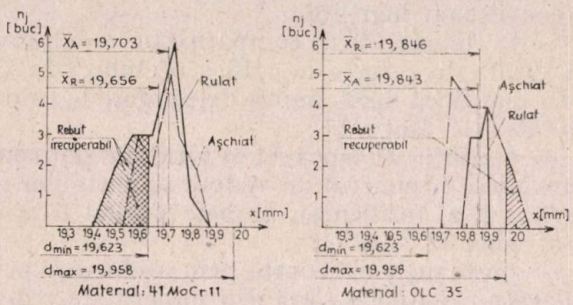


Fig. 2. Poligoanele de frecvență privind măsurarea diametrului exterior *d* al prezoanelor M 20, tip A.

Măsurarea elementelor geometrice ale filetului arată în general o execuție mai îngrijită a acestuia la prezoanele executate prin rulare, comparativ cu cele executate prin așchiere.

La ambele tipuri se înregistrează însă, pentru anumite dimensiuni de prezoane, valori însemnate ale rebutului recuperabil, cît și irecuperabil.

Legînd însă aceste rezultate de încercările desfășurate ulterior, se poate afirma că precizia dimensională, chiar dacă depășește limitele admise, nu poate constitui factorul determinant al împrăștierilor valorilor rezistenței la oboseală.

Cercetările metalurgice desfășurate au arătat, pentru ambele calități de oțeluri studiate, că acestea corespund, sub aspectul compoziției chimice, cu valorile prescrise de producător. Studierea punctajului de incluziuni nemetalice arată o puritate superioară a oțelului 41 MoCr 11 față de OLC 35.

De asemenea, determinarea mărimii grăuntelui de austenită a condus la valori corespunzătoare pentru ambele tipuri de oțeluri, cu o construcție mai bună a punctajului la oțelul 41 MoCr 11. Același avantaj în favoarea acestui tip de oțel este înregistrat și la cifra de călibilitate.

Cercetarea caracteristicilor mecanice ale celor două tipuri de oțeluri s-a desfășurat în direcția determinării durității, încercărilor la tracțiune la temperatură ambiantă și la cald, cît și la încovoierea prin șoc pe epruvete cu crestătură, în formă de U și V, la temperatură ambiantă și la temperaturi scăzute. S-au desprins următoarele aspecte mai importante :

— limita de curgere a oțelului OLC 35 reprezintă circa 57% din limita de curgere a oțelului 41 MoCr11, iar rezistența la rupere circa 69,8% din cea a oțelului 41 MoCr 11 ;

— nu apar diferențe sensibile între caracteristicile de rezistență ale prezoanelor rulate și așchiate ; totuși, la prezoanele rulate, caracteristicile de rezistență sînt cu 3 . . . 5 % mai mari decît la prezoanele așchiate, indicînd o execuție mai îngrijită ;

— la temperaturi comparabile se observă că limita de curgere la cald a oțelului OLC 35 este mai mică decît limita de curgere la cald a oțelului 41 MoCr 11 ;

— oțelurile 41 MoCr 11 și OLC 35 sînt comparabile din punctul de vedere al energiilor de rupere și al rezilienței, ambele putînd fi utilizate pînă la —60°C ;

— prezoanele executate prin așchiere și prin rulare nu se diferențiază din punctul de vedere al energiei de rupere și al rezilienței.

III. Cercetarea rezistenței la oboseală a materialului prezoanelor

Comportarea la oboseală a materialelor prezoanelor s-a cercetat prin încercarea unui număr mare de epruvete pe mașina de încercat la oboseală, la încovoiere rotativă.

Prelucrarea statistică a datelor, atît în domeniul durabilității limitate, cît și în domeniul rezistenței la oboseală, s-a finalizat prin ridicarea curbelor Wöhler și stabilirea următoarelor valori ale rezistenței la oboseală :

$\sigma_{-1} = 325$ N/mm², pentru oțelul OLC 35 ;

$\sigma_{-1} = 445$ N/mm², pentru oțelul 41 MoCr 11.

Concentrarea puternică a tensiunilor, datorată spirei filetului, a impus studierea coeficientului teoretic de concentrare. Pe baza metodologiei cunoscute, s-au determinat valori pentru mai multe dimensiuni ale filetelor. Pentru gama studiată M12 — M 36, valorile foarte apropiate obținute au condus la o medie a acestui coeficient $\alpha_k = 4{,}75$.

Efectul de concentrare a tensiunilor la solicitări variabile se apreciază prin coeficientul efectiv de concentrare a tensiunilor β_k, definit prin relația :

$$\beta_k = \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_{-1k}},$$

în care :

σ_{-1} este rezistența la oboseală determinată pentru material pe epruvete lise ;

σ_{-1k} — rezistența la oboseală a epruvetei, cu aceleași dimensiuni ca cea netedă dar prevăzută cu concentrator de tensiune.

Ținînd seama de necesitatea comparării rezistenței la oboseală a celor două tipuri de prezoane — așchiate și rulate — s-au făcut încercări ale unor epruvete cu concentrator de tensiuni așchiat, cît și ale unor epruvete la care canalul a fost rulat la rece.

Coeficientul efectiv de concentrare a tensiunilor la oțelul OLC 35 s-a găsit la valoarea 1,86, iar pentru oțelul 41 MoCr 11 valoarea 2,33. Se evidențiază o sensibilitate mai mare a oțelului 41 MoCr 11 la efectul de crestătură.

Rularea filetului arată o creștere a rezistenței la oboseală de 1,81 ori pentru oțelul OLC 35 și de 2,66 ori pentru oțelul 41 MoCr 11, față de epruvetele cu concentrator dar nerulate. Se evidențiază clar avantajul rulării la rece a filetului ca operație tehnologică finală.

IV. Aspecte privind rezistența la rupere statică a prezoanelor la temperaturi medie, ambiantă și scăzută și unele concluzii

Ruperea statică a prezoanelor s-a desfășurat după un program amplu, cuprinzînd :

— încercarea la rupere statică a cîte cinci probe din fiecare tipodimensiune de prezon, la temperatura de 20°C, pentru ambele tipuri de oțel ;

— încercarea la rupere statică a cîte trei probe din fiecare tipodimensiune de prezon la temperaturile de 200 și 400°C, pentru prezoanele executate din oțelul 41 MoCr 11 ;

— încercarea la rupere statică a cîte trei probe din fiecare tipodimensiune de prezon, la temperatura de 250°C, pentru prezoanele executate din oțelul OLC 35 ;

— încercarea la rupere statică a cîte trei probe din fiecare tipodimensiune de prezon, la temperatura de —60°C, pentru ambele tipuri de oțeluri.

Din variantele constructive M 12 — M 36, executate prin așchiere și prin rulare, avînd ca material de execuție OLC 35 și 41 MoCr 11,

-au încercat un total de 84 de tipodimensiuni, rasînd curba caracteristică la majoritatea variantelor încercate. Aspectele mai importante ale rezultatelor obținute la aceste încercări sînt următoarele.

a. Pentru încercările prezoanelor la tem eratura ambiantă (20°C):

— la ambele tipuri de oțeluri, rezistențele medii la rupere statică ale prezoanelor filetate prin rulare sînt, în general, comparabile cu ale celor filetate prin așchiere;

— rezistențele medii la rupere statică ale prezoanelor așchiate din OLC 35 sînt mai mici, cu circa 20 ... 40%, față de cele ale prezoanelor așchiate din 41MoCr11, iar ale celor rulate din OLC 35, de asemenea, mai mici cu circa 30 ... 35% față de cele ale prezoanelor așchiate din 41MoCr11;

— curbele caracteristice obținute la ruperea la tracțiune a prezoanelor au, în general, alura asemănătoare celor găsite la ruperile epruvetelor; aspectul acestora, obținut prin selectarea unor mostre din tabelul 1, sînt prezentate comparativ în figura 3;

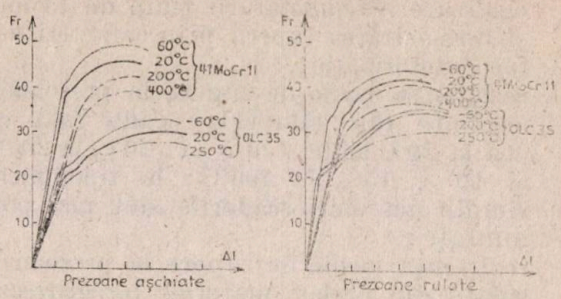


Fig. 3. Curbele caracteristice rezultate la ruperea prezoanelor M 27, tip C, în diferite condiții de temperatură.

rulare aspectul ruperii este asemănător, cu secțiunea de rupere mai regulată și așchii de smulgere mai mici;

— aspectul ruperii statice la prezoanele executate din OLC 35 așchiate este asemănător cu al celor rulate: forma secțiunii aproximativ plană sau cu crater regulat (tronconică), localizarea ruperii fiind similară cu cea de la prezoanele din 41MoCr11;

— în secțiunea de rupere a unor probe se constată prezența unor aspecte de neo-

Rezultatele încercărilor la rupere statică de întindere a prezoanelor filetate prin așchiere și prin rulare *Tabelul 1*

Tipodimensiunea prezonului	Nr. probă	Prezoane filetate prin așchiere												Prezoane filetate prin rulare											
		Dimensiuni medii				Forțele și rezistența la rupere								Dimensiuni medii				Forțele și rezistența la rupere							
						t = 20°C			t = 250°C			t = -60°C						t = 20°C			t = 250°C			t = -60°C	
		d_1 mm	A_1 cm²	d_t mm	A_t cm²	Forța (tf) ef.	Forța (tf) med	σ_r daN/mm²	Forța (tf) ef.	Forța (tf) med	σ_r daN/mm²	Forța (tf) ef.	Forța (tf) med	σ_r daN/mm²	d_1 mm	A_1 cm²	d_t mm	A_t cm²	Forța (tf) ef.	Forța (tf) med	σ_r daN/mm²	Forța (tf) ef.	Forța (tf) med	σ_r daN/mm²	Forța (tf) ef.	Forța (tf) med	σ_r daN/mm²
Prezon filetat la capete M 27×140 (Tip A)	1	22,78	4,07	–	–	35	33,2	81	31,6	31,7	77,9	36,4	35,5	88,37	22,611	3,856	–	–	28,5	27,7	67,5	28	27,4	66,8	31,5	31,5	76,83
	2					35			31,7			35,5							27			27			32		
	3					32			31,8			36							28,4			27,2			31		
	4					31,5			–			–							28,5			–			–		
	5					32,5			–			–							28			–			–		
Prezon filetat la capete cu tijă elastică M 27×140 (Tip B)	1	22,758	4,066	20,4	3,28	27	24,8	75,5	21	20,8	63,12	25,2	26	79,26	23	4,157	20,35	3,43	19	16,4	48,76	54,7	15,8	16,8	47,8	20	20,4	58,39
	2					25			20			26,8							12,5			16,5			19,7		
	3					23			21			26							16,4			16,8			20,4		
	4					26			–			–							19,2			–			–		
	5					23			–			–							18,7			–			–		
Prezon filetat pe toată lungimea M 27×140 (Tip C)	1	22,671	4,034	–	–	28	29	71,6	27	25,8	64,3	32,5	32,3	79,75	23,883	4,185	–	–	23,2	29,9	71	27,3	27	64,65	34,5	34,8	83,33
	2					30			24,5			33							29,3			26,8			35,2		
	3					27			26			31,5							28			28			34,8		
	4					30						–							31			–			–		
	5					30						–							30,7			–			–		

— aspectul ruperii statice la prezoanele executate din 41MoCr11 prin așchiere: rupere transversală și parțial înclinată față de axă, cu forma concrețională, și așchii de smulgere dispuse radial, iar poziția, aproximativ la jumătatea lungimii tijei (tip B și C) și în zona primelor spire angajate (tip A); la cele executate prin rulare aspectul ruperii este asemănător, cu secțiunea de rupere mai regulată și așchii de smulgere mai mici;

— aspectul ruperii statice la prezoanele executate din OLC 35 așchiate este asemănător cu al celor rulate: forma secțiunii aproximativ plană sau cu crater regulat (tronconică), localizarea ruperii fiind similară cu cea de la prezoanele din 41MoCr11;

— în secțiunea de rupere a unor probe se constată prezența unor aspecte de neomogenitate a structurii (pori, sufluri, fisuri), care au condus la sarcini de rupere sub media înregistrată.

b. Pentru încercările prezoanelor la temperaturi medii (200, 400 respectiv 250°C):

— ruperile s-au realizat pe mașina de încercat la tracțiune cu ajutorul unui cuptor tubular, încălzirea a fost urmată de o

egalizare a tempetaturii timp de 15 min și înregistrarea ruperii prin caracteristica forță-deformație;
- rezistența medie de rupere la prezoanele așchiate din 4MoCr11, scade față de cea la 20°C astfel: cu 5 ... 10% la 200°C și 10 ... 15% la 400°C; la tipodimensiunile mai mici scăderile sînt mai pronunțate;
- rezistența medie de rupere la prezoanele rulate din același material înregistrează scăderi cu 5 ... 10% la temperatura de 200°C și 10 ... 20% la 400°C; valori mai mici ale rezistenței se înregistrează la prezoanele cu secțiune mică și tip B;
- rezistența medie de rupere la prezoanele executate din OLC 35 scade la temperatura de 250°C cu 3 ... 10(15) % la prezoanele așchiate, cît și la cele rulate, față de rezistența la temperatura ambiantă;
- comportarea la temperatură a prezoanelor rulate este asemănătoare cu a celor executate prin așchiere și chiar într-un domeniu de dispersie mai mic al valorilor rezistenței de rupere.

c. Pentru încercările prezoanelor la temperaturi scăzute (−60°C):
- la prezoanele executate din oțel 41MoCr11, domeniul de dispersie al sarcinii statice de rupere, față de valoarea medie se înscrie în jurul a 2 ... 12%; rapoartele dintre σ_r^{-60} ale prezoanelor rulate și σ_r^{-60} ale celor așchiate conduc la intervalele de valori: 0,76 ... 1,01 la prezoane tip A, 0,95 ... 1,09 la cele de tip B și 0,88 ... 1,04 pentru cele tip C;
- la prezoanele executate din OLC 35, domeniul de dispersie al sarcinii statice de rupere ale prezoanelor rulate și așchiate la temperatura de −60°C au valorile în următoarele intervale: 0,87 ... 1,17 la prezoane tip A, 0,74 ... 1,05 la cele tip B și 1,04 ... 1,19 în cazul prezoanelor tip C;
- compararea eforturilor unitare de rupere la −60°C arată o comportare mai bună a celor tip A și C așchiate, iar dintre cele rulate tip A (pentru oțelul 41MoCr11);
- eforturile unitare de rupere medii, determinate la temperaturi scăzute σ_r^{-60}, sînt mai mari decît cele rezultate la încercările la temperatură ambiantă σ_r^{20}, pentru toate tipodimensiunile de prezoane cercetate;
- caracterul ruperilor la această temperatură a fost, în general, tenace, asemănător celui înregistrat la temperatura ambiantă; în cazuri izolate au fost înregistrate și ruperi cu caracter fragil, fapt care este în deplină concordanță cu împrăștierile mari înregistrate la încercările de încovoiere cu șoc.

Alte cîteva concluzii, cît și rezultatele comparative obținute prin încercări la oboseală a acestor prezoane vor fi prezentate într-o lucrare ulterioară.

Bibliografie

[1] *** Contract 115/1979, Catedra D.M.G. și U.T. din I.P.G. Ploiești.
[2] Cioclov, D. *Rezistență și fiabilitate la solicitări variabile*. Ed. Facla, 1977.
[3] Manea, Gh. ș.a. *Organe de mașini*, vol. I. Ed. Tehnică, 1970.
[4] *** Standarde referitoare la prezoane și asamblări filetate.

Efectul aplicării unor metode avansate de creștere a gradului de recuperare a petrolului din zăcăminte

Dr. ing. **P. Călin**
Ministerul Geologiei

De cîteva decenii industria de petrol urmărește să extragă o parte cît mai mare din petrolul existent în zăcăminte. Acest deziderat foarte necesar economiei naționale poate fi realizat și prin aplicarea în șantiere a metodelor avansate de creștere a gradului de recuperare a petrolului din zăcăminte. Aceste metode, care în literatura de specialitate sînt denumite metode EOR (Enhanced Oil Recovery) sînt aplicate după exploatarea primară (pe baza energiei naturale de zăcămînt) și secundară (injecție tehnologică de apă sau gaze naturale) a zăcămintelor.

Prezenta lucrare are în vedere aprecierea creșterii recuperării petrolului prin aplicarea metodelor EOR chimice (injecția de soluții micelare, injecția de soluții cu polimeri și injecția de soluții caustice) și miscibile (injecția de CO_2, injecția de gaze inerte, injecția de hidrocarburi lichide sau gazoase, injecția de alcooli).

Înainte de implementarea în șantier a uneia din metodele EOR menționate și de efectuarea testelor de dezlocuire pe carote în laborator, este necesară o apreciere cantitativă a efectului aplicării metodei respective asupra creșterii

gradului de recuperare a petrolului pentru zăcămîntul în cauză.

Creşterea gradului de recuperare IR corespunzătoare aplicării oricărei metode EOR poate fi obţinută, prin intermediul saturaţiilor medii în petrol utilizînd următoarele relaţii :

$$IR = \frac{S_{orw(g)} - S_{ort}}{S_{orw(g)}} \times 100, \quad \% \text{ din } ROIP$$

sau :

$$IR = \frac{S_{orw(g)} - S_{ort}}{S_{oi}} \times 100, \quad \% \text{ din } OOIP$$

în care :

$S_{orw(g)}$ este saturaţia în petrol a zăcămîntului în urma exploatării primare sau secundare anterioare, fracţie ;

S_{ort} — saturaţia în petrol la sfîrşitul exploatării cu una din metodele EOR, fracţie ;

$ROIP$ — rezerva geologică de petrol a zăcămîntului în momentul implementării procesului industrial EOR ;

$OOIP$ — rezerva geologică iniţială de petrol a zăcămîntului ;

S_{oi} — saturaţia iniţială în petrol a zăcămîntului, fracţie.

Saturaţia medie în petrol în urma exploatării primare sau secundare depinde de valoarea saturaţiei iniţiale în petrol şi de eficienţa mecanismului de dezlocuire a petrolului, care, la rîndul lui, depinde de valoarea factorului volumetric de inundare a zăcămîntului de către agentul de dezlocuire (eficienţa macroscopică) şi de gradul de „spălare" a petrolului din porii rocii colectoare (eficienţa microscopică de dezlocuire).

De asemenea, saturaţia medie în petrol la sfîrşitul exploatării cu metode EOR depinde de valoarea saturaţiei în petrol în momentul iniţierii procesului EOR, de valoarea factorului volumetric de inundare a zăcămîntului şi de eficienţa microscopică de dezlocuire asociate tehnologiei EOR aplicate.

Petrolul rămas în zăcămînt în urma procesului de exploatare (primară, secundară sau terţiară) nu este uniform distribuit în interiorul volumului poros, motiv pentru care saturaţia medie în petrol a zăcămîntului după exploatarea primară sau secundară şi după aplicarea metodelor EOR se calculează cu următoarele relaţii :

$$S_{orw(g)} = S_{oi}(1 - RF)\frac{B_o}{B_{oi}}$$

sau :

$$S_{orw(g)} = I \times S^*_{orw(g)} + (1 - I) \times S_{oi}, \qquad (1)$$

deoarece saturaţia medie este determinată de valoarea saturaţiei în zonele inundate de agentul de dezlocuire (apă sau gaze) şi de valoarea saturaţiei în zonele sau volumele neinundate ;

$$S_{ort} = (1 - I)\, S_{oi} + I_{EOR} \times S^*_{ort} + (I - I_{EOR}) \times \times S^*_{orw(g)}, \qquad (2)$$

deoarece saturaţia medie este determinată de valoarea saturaţiei în zonele neinundate de agenţii de dezlocuire, de valoarea saturaţiei reziduale în volumul inundat de agentul EOR şi de valoarea saturaţiei în zonele inundate numai de agentul de dezlocuire primară sau secundară.

Relaţia (2) este valabilă pentru toate metodele EOR miscibile şi chimice cu excepţia metodei de injecţie a soluţiei de polimeri.

Pentru procesul de dezlocuire a petrolului din zăcămînt cu soluţie de polimeri (metodă care acţionează numai asupra factorului volumetric de inundare) saturaţia medie n petrol la sfîrşitul exploatării zăcămîntului se calculează cu relaţia :

$$S_{ort} = (1 - I_p) \times S_{oi} + I_p \times S^*_{orw}. \qquad (3)$$

Semnificaţia termenilor din relaţiile (1), (2), (3) este următoarea :

RF reprezintă gradul de recuperare a petrolului din zăcămînt în momentul aplicării procesului tehnologic EOR, fracţie ;

I — factorul volumetric de inundare a zăcămîntului de către agenţii de dezlocuire primară sau secundară, fracţie ;

I_{EOR} — factorul volumetric de inundare realizat de fiecare agent EOR, fracţie ;

I_p — factorul volumetric de inundare realizat de soluţiile cu polimeri fracţie ;

$S^*_{orw(g)} = \frac{S_{orw(g)} - (1 - I) \cdot S_{oi}}{I}$, saturaţia în petrol în zonele inundate numai de agenţii convenţionali de dezlocuire (apă sau gaze), fracţie ;

S^*_{ort} — saturaţia reziduală în petrol în zonele inundate de agentul EOR, fracţie ;

B_0 — factorul de volum al petrolului în momentul iniţierii procesului EOR ;

B_{oi} — factorul de volum al petrolului la presiunea iniţială de zăcămînt.

Pornind de la consideraţiile teoretice şi de laborator, corelate cu experienţa de şantier existentă, pentru termenii anterior menţionaţi pot fi folosite următoarele valori aproximative :

I = 0,5 pentru mecanismul de dezlocuire asigurat de gazele dizolvate în petrol (pseudo-factor

de inundare) sau de gazele naturale injectate convențional;

I = 0,6 pentru mecanismul asigurat de destinderea gazelor de cupolă;

I = 0,7 pentru mecanismul asigurat de apa adiacentă natural activă sau de apa injectată;

I_{EOR} = 0,5 pentru injecția de hidrocarburi gazoase bogate sau la înaltă presiune, CO_2 și gaze inerte;

I_{EOR} = 0,6 pentru injecția de hidrocarburi lichide și injecția de alcooli;

I_{EOR} = 0,7 pentru injecția de soluții alcaline și injecția de soluții micelare;

I_p = 0,75 — 0,85 pentru injecția de soluție cu polimeri;

S^*_{ort} = 0,05 pentru injecția de soluție micelară, alcooli și hidrocarburi lichide;

S^*_{ort} = 0,10 pentru injecția de CO_2, gaze inerte și hidrocarburi gazoase bogate sau de înaltă presiune;

S^*_{ort} = 0,15 pentru injecția de soluții alcaline.

Exemplificare

Fie un zăcămînt exploatat prin dezlocuire cu apă (acvifer natural activ sau injecție tehnologică de apă) unde în timpul producției presiunea zăcămîntului s-a menținut practic constantă și egală cu presiunea inițială.

Se cere evaluarea aplicării injecției de soluție micelară, asupra creșterii gradului de recuperare a petrolului din zăcămînt.

În momentul inițierii procesului de injecție cu soluție micelară se cunosc următoarele date despre zăcămînt:

$$S_{oi} = 0,7;\quad B_0 = B_{oi} = 1,2;\quad I = 0,7 \text{ și}$$
$$RF = 0,5 \text{ sau } 50\%.$$

În evaluarea creșterii recuperării petrolului din zăcămînt prin injecție de soluție micelară se acceptă următorii parametri de calcul:

$$I_{EOR} = I = 0,7 \text{ și } S^*_{ort} = 0,05.$$

Folosind relațiile menționate anterior, rezultă:

$$IR = \frac{0,350 - 0,245}{0,350} \cdot 100 = 30\%$$

din ROIP sau:

$$IR = \frac{0,350 - 0,245}{0,700} \cdot 100 = 15\%$$

din OOIP, deoarece:

$$S_{orw} = (1 - 0,5) \cdot 0,7 \cdot \frac{1,2}{1,2} = 0,350;$$

$$S^*_{orw} = \frac{0,35 - 0,3 \cdot 0,7}{0,700} = 0,20;$$

$$S_{ort} = 0,7 \times 0,05 + 0,3 \times 0,7 + 0 \times$$
$$\times 0,20 = 0,245.$$

Astfel, gradul de recuperare a petrolului din zăcămînt, prin aplicarea injecției de soluții micelare, va fi:

$$RF = 0,50 + 0,15 = 0,65 \text{ sau } 65\%.$$

Bibliografie

[1] Vello, A. Kuuskra *The status and Potential of Enhanced Oil Recovery.* Diner Meeting, Kuala Lumpur, nov. 1985.

[2] Călin, P. *Miscible and Chemical EOR Methods.* Report-PETRONAS (Malaysia), 1985.

[3] *** *Alberta Energy Resources Conservation Board.* Report — 1982 (?)

[4] Călin, P. *Oil Reservoir Engineering Lectures.* PETRONAS, 1984—1985.

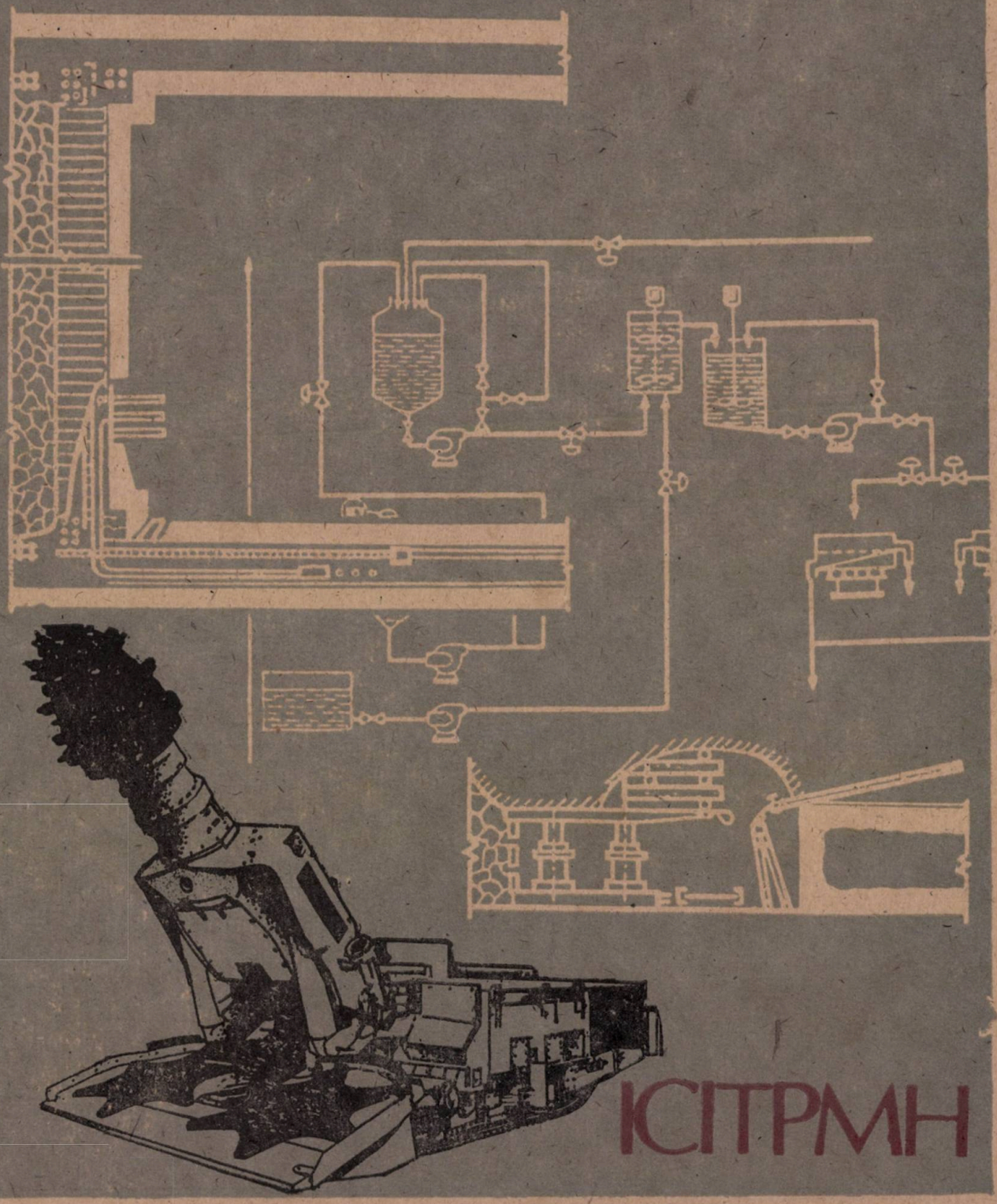
[5] *** EOR Laboratory tests, CORELAB — 1982.

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR

INSTITUTUL DE CERCETARI, INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI MINIERE PENTRU HUILA PETROSANI EFECTUEAZA:

- cercetări privind exploatarea, prepararea şi industrializarea cărbunelui;
- proiecte tehnologice şi documentaţii tehnico-economice pentru obiective de investiţii privind exploatarea, prepararea şi industrializarea cărbunelui, dezvoltarea unităţilor de fabricare şi reparaţii ale utilajelor miniere;
- cercetări şi proiecte privind mecanizarea şi automatizarea minelor, modernizarea şi asimilarea utilajelor specifice industriei cărbunelui;
- colaborări cu uzine constructoare de maşini din ţară si străinătate privind adaptarea utilajului minier la condiţiile specifice din Valea Jiului;
- cercetări şi proiectări privind cooperarea externă în domeniul extracţiei şi preparării cărbunelui.

ICITPMH Petroşani, str. Mihai Viteazu nr. 3, cod 2675, judeţul Hunedoara.



ICITPMH

centrul de calcul si lucrari auxiliare

CCLA, Bucureşti, str. Biserica Amzei nr. 23, telefon 597060

Realizează pentru beneficiarii din ramura extractivă o gamă variată de lucrări prin:

ACTIVITATEA DE INFORMATICA

- Proiectare şi implementare de produse informatice în domeniile: foraj sonde; producţie ţiţei şi gaze; distribuţie gaze; aprovizionare-desfacere, financiar-contabilitate, personal, retribuire şi altele.
- Exploatare curentă a produselor informatice pentru beneficiarii din sistem.

ACTIVITATEA INDUSTRIALA

- Produce pentru instalaţiile şi utilajele din industria petrolieră o gamă diversificată de articole tehnice din cauciuc - pentru majoritatea acestora fiind singurul furnizor din economie care răspunde cerinţelor tuturor unităţilor din sectorul de petrol şi gaze.

ACTIVITATI AUXILIARE

- Machete pentru obiective de investiţii şi tehnologii de producţie pentru industria extractivă de petrol şi gaze, lucrări de editare şi tehnoredactare, tipărire şi legătorie etc.

CCLA

centrul de calcul si lucrari auxiliare

E 1445

MINE
PETROL
GAZE

BUCUREŞTI - ROMÂNIA • Vol. 41, februarie 1990

2

UZINA DE UTILAJ MINIER SI REPARATII
CRISCIOR - str. Uzinei nr 1, tel. 51408, 51407
Cont 30.12.7.30.01 B.N.R.S.R. - Brad

PRODUCE utilaje pentru întreprinderile miniere şi uzinele de preparare a minereurilor:

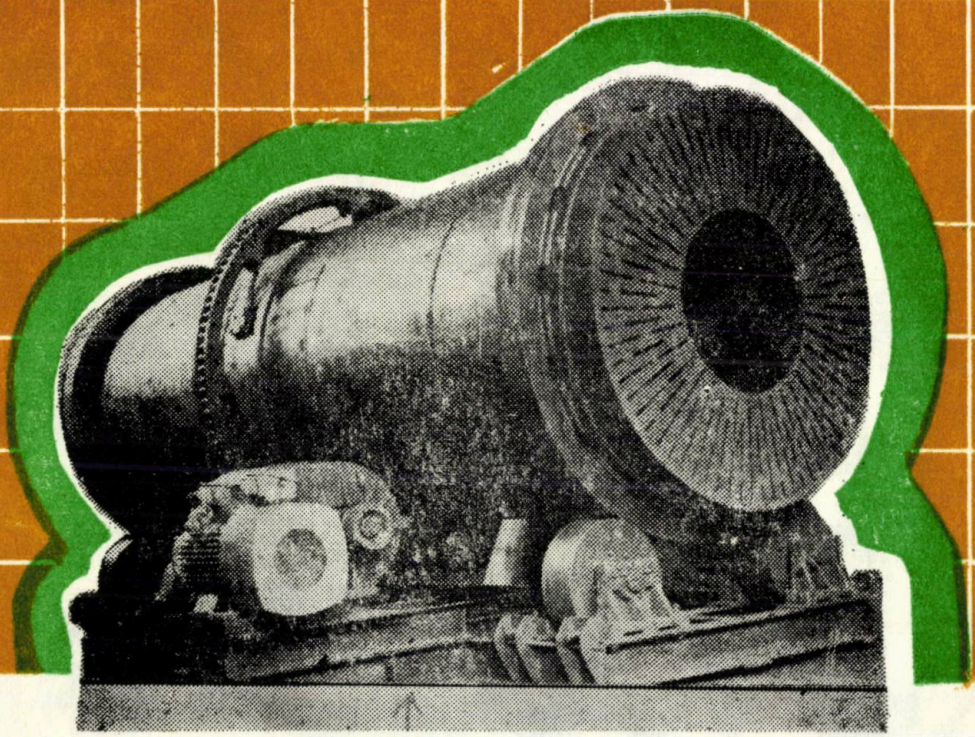
- vagonete de la 0,36 - 3 m^3;
  vagonete transport personal;
  vagonete transport lemn;
  vagonete transport exploziv;
- celule de flotaţie de 1 - 5,7 m^3;
- instalaţii de semnalizare pentru transportul pe verticală;
- instalaţii de blocare a maşinilor de extracţie;
- instalaţii pentru protecţia compresoarelor de 15; 30 şi 45 m^3;
- agitatoare mecanice, electrolizoare;
- maşini de perforat în subteran cu un braţ;
- dispozitive de încărcat găuri cu explozivi;
- hidrospălătoare.

PRODUCE piese de schimb pentru utilaje minier şi de preparare.

EXECUTA:

- reparaţii capitale la locomotivele de mină;
- reparaţii curente la utilaje de preparare (în uzină şi la furnizori).

U.U.M.R. CRISCIOR



MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XLI

Nr. 2 1990

OROSZÁGOS MŰSZAKI KÖZPONTI KÖNYVTÁR

CUPRINS

Berceanu, L. **Scurt documentar privind fenomenele gazo-dinamice în minele de cărbune grizutoase** 57

Ranca, P., Bolba, Gh., Iancu, E., Vădan, D. **Sisteme de acţionare a rotorului clasorului pneumatic tip Hosokawa Nauta** 60

Măldărescu, I., Marinescu, M., Hâncu Laura **Cercetări petrografice şi de preparare a perlitului parţial bentonitizat din cariera Mujdeni (Oraşu Nou)** 64

Vinogradov, C., Mondescu, A., Deşanu, D. **Progrese în caracterizarea textural-sedimentologică a colectoarelor granulare consolidate** 70

Pârcălăbescu, I. D., Bileţkii, M.M., Manea Floarea, Nistor, I. **O metodă complexă de cercetare a depunerii sărurilor în procesul exploatării zăcămintelor de gaze** 74

Pavel, A. **Unele dintre efectele energiei acumulate elastomecanostatic în recipientele-butelii presurizate la interior, hidraulic sau pneumatic** 82

Pârcălăbescu, I. D., Brebeanu, Gh. **Asupra compoziţiei chimice a sistemelor de hidrocarburi lichide din doggerul unor zăcăminte ce înconjoară batolitul Leu — Balş — Mogoşeşti** 89

Niculescu, N. **Variaţia presiunii în lungul coloanei de extracţie la sondele de gaze** 95

Dărvăreanu, Şt., Teodorescu, St. **Etanşări la arborii amestecătoarelor laterale pentru rezervoare** 99

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte: ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu**; vicepreşedinţi: dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru**; membri: ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing. **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Găf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Mărăscu**, ing. **Ion Mitrea**, dr. ing. **Florea Neagu**, ing. **Nicolae Pantilie**, ing. **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, dipl. univ. **Elena Vrânceanu**, redactor.

REZUMATE

C.Z. 622.831.32(100)

Berceanu, L. *Scurt documentar privind fenomenele gazo-dinamice în minele de cărbune grizutoase*

Se prezintă fenomenele gazo-dinamice în ordinea gravităţii lor, precum şi metodele de studiere şi cercetare privind prognoza apariţiei loviturilor de acoperiş, practicate pe plan mondial.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.741

Ranca, P. ş.a. *Sisteme de acţionare a rotorului clasoarelor pneumatice de tip Hosokawa Nauta*

Sistemele de acţionare prezentate, fabricate la Electrotehnica Bucureşti, permit comanda uşoară a tensiunii redresate, au siguranţă mare în exploatare şi randament ridicat, necesită investiţii şi cheltuieli de exploatare reduse.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z.622.121 : 622.353.5

Măldărescu, I., Marinescu, M., Hâncu Laura *Cercetări petrografice şi de preparare a perlitului parţial bentonitizat din cariera Mujdeni (Oraşu Nou)*

În urma studiului efectuat prin observaţii mineralogice, analize chimice şi în raze X, prin încercări de sfărîmare, măcinare, mojarare, spălare şi limpezire, se arată că perlitul parţial bentonitizat din cariera Mujdeni poate fi valorificat.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.323 : 553.982

Vinogradov, C., Mondescu, A., Deşanu, D. *Progrese în caracterizarea textural-sedimentologică a colectoarelor granulare consolidate*

Se prezintă o metodologie de caracterizare a colectoarelor granulare consolidate pe baza studierii proprietăţilor texturale (dimensiune, formă, mod de aranjare spaţială).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.248.38.001.5

Pârcălăbescu, I. D. ş.a. *O metodă complexă de cercetare a depunerii sărurilor în procesul exploatării zăcămintelor de gaze*

Cercetarea hidro-gazodinamică a sondelor şi cercetarea microstructurală a apelor de zăcământ şi a sărurilor depuse în ţevile de extracţie fundamentează, din punct de vedere fizico-chimic şi hidro-gazodinamic, metoda complexă preconizată.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.692.21 : 533.001.5

Pavel, A. *Unele dintre efectele energiei acumulate elastomecanostatic în recipientele-butelii presurizate la interior, hidraulic sau pneumatic*

Se evaluează energia acumulată într-un recipient-butelie în condiţii de presurizare statică, hidraulică sau pneumatică. Se studiază şi se evidenţiază principalele efecte mecanice corespunzătoare disponibilităţii accidentale spontane, brizante, a energiei respective.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 553.982 : 548.001.5

Pârcălăbescu, I. D., Brebeanu, Gh. *Asupra compoziţiei chimice a sistemelor de hidrocarburi lichide din doggerul unor zăcăminte ce înconjoară batolitul Leu — Balş — Mogoşeşti*

Analizele chimico-structurale, prin metoda C. Creangă, pun în evidenţă distribuţia pe clase a ţiţeiurilor.

În baza ecuaţiei energiei, folosind legităţi din chimia fizică, inclusiv din radiochimie, se explică diversificarea structurală a ţiţeiurilor din zăcămintele doggerului analizat, în jurul batolitului Leu — Balş — Mogoşeşti.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z.622.692.42

Niculescu, N. *Variaţia presiunii în lungul coloanei de extracţie la sondele de gaze*

Este prezentată variaţia presiunii la curgerea gazelor printr-o conductă înclinată, inclusiv stabilirea relaţiei, care apoi este particularizată pentru ascensiunea gazelor în coloana de extracţie şi în conducta de aducţiune în cazul curgerii omogene şi în unele cazuri ale curgerii neomogene.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.692.237

Dărvăreanu, Şt., Teodorescu, Şt. *Etanşări la arborii amestecătoarelor laterale pentru rezervoare*

În lucrare se prezintă sistemele de etanşare la arborii amestecătoarelor laterale, concepute astfel încît să permită repararea etanşării fără golirea fluidului.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

CONTENTS

C.Z. 622.831.32(100)

Berceanu, L. *Short documentary concerning the gasodynamic phenomena in gassy coal mines*

The article presents the gaso-dynamic phenomena in the order of their seriousness, as well as the study and research methods concerning the prognosis of roof crump apparitions, used in the world.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.741

Ranca, P. et al. *Rotor driving system for Hosokawa Nauta pneumatic classifiers*

The driving systems which are shown, made by Electrotehnica Bucharest, allow for the easy control of recovered voltages, are safe and offer high efficiency and need little capitaland operational costs.

Mine Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.121 : 622.353.5

Măldărescu, I., Marinescu, M., Hâncu Laura *Petrographic and preparation research work concerning the partially bentonitized perlite in the Mujdeni (Oraşu Nou) open pit*

As a result of the mineralogical, chemical and X-ray analyses, by the help of crushing, grinding, washing and cleaning trials, the authors point out that the partially bentonitized perlite in the Mujdeni open pit can be rendered profitable.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.223 : 553.982

Vinogradov, C., Mondescu, A., Deşanu, D. *On the progress made in the textural sedimentological characterisation of consolidated granulary collectors*

The article presents a method for the characterisation of consolidated granulary collectors by means of studying their textural properties (dimension shape, spatial setting).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.248.38.001.5

Pârcălăbescu, D. I. et al. *A complex method for the studying of salts buildingup in the process of natural gas exploitation*

The hydro-gasodynamical studying of wells and the research work concerning the microstructure of formation water and the salt built-up in the extraction conducts, substantiate the proposed complex method, both physicochemically and hydro-gasodynamically.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.692.21 : 533.001.5

Pavel, A. *Some of the effects of elastomechanostatical energy accumulated inside pressurized cylinders, both hydraulically or pneumatically*

The author estimates the energy accumulated inside a cylinder-bottle under conditions of static, hydraulic or pneumatic pressure. The main mechanical effects corresponding to the spontaneous breaking disponibility of the respective energy are studied and made evident.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 553.982 : 548.001.5

Pârcălăbescu, D. I., Brebeanu, Gh. *On the chemical composition of liquid hydrocarbon systems in the dogger of some deposits which surround the Leu—Balş—Mogoşeşti batolite*

The chemico-structural analysis emphasize the class distribution of crudes, by the help of the C. Creangă method. On the basis of the equation of energy, making use of the physical chemistry legity as well as that of radiochemistry, the structural diversification of crudes in the analysed dogger (around the Leu—Balş—Mogoşeşti batolite) are explained.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.292.42

Niculescu, N. *The pressure variation along the extraction column in gas wells*

The article presents the pressure variation when gases flow in an inclined duct, as well as the relation determination, a relation which is then particularized for the raising of gases in the extraction column and the supply pipelines, in the case of homogenous and in a few cases of non — homogenous flowing.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.692.237

Dărvăreanu, Şt., Teodorescu, Şt. *Sealings used at the axles of lateral stirrig devices for reservoirs*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

СОДЕРЖАНИЕ

УДК 622.831.32(100)

Берчану, Л. *Краткие документальные данные о газодинамических явлениях в угольных взрывоопасных шахтах*

Представлены газодинамические явления, по их важности, а также методы изучения и исследования для прогнозирования горных ударов, применяемые на мировом плане.

Ключевые слова: данные, газодинамические явления, горные удары, методы, изучение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

УДК 622.741

Ранка, П. и др. *Приводные системы ротора пневматических классификаторов типа Hosokawa Nauta*

Представленные приводные системы, изготовленные заводом Электротехника Бухарест, обеспечивают легкое управление выпрямительным напряжением, характеризуются большими надёжностью в эксплуатацию и производительностью, требуют небольших капиталовложений и эксплуатационных расходов.

Ключевые слова: приводные системы, ротор, классификатор, надёжность, производительность.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

УДК 622.121: 622.353.5

Мэлдэреску, И., Маринеску, М., Хынку Лаура *Исследования петрографии и перерабатываемости частично бентонитизированного перлита на карьере Муждень (Орашу Ноу)*

Изучением, осуществляемым минералогическими наблюдениями, химическими анализами и Х-излучениями, работами дробления, измельчения, обработкой в ступке, промывкой и осветлением, продемонстрируется, что частино бентонитизируемый перлит на карьере Муждень может быть использован в промышленности.

Ключевые слова: перлит, перерабатываемость, карьер Муждень, анализ, использование.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

УДК 622.323: 553.982

Виноградов, К., Мондеску, А., Дешану, Д. *Прогрессивное текстуральноседиментологическое характеризирование консолидированных гранулярных коллекторов*

Представлена методика характеризирования гранулярных консолидированных коллекторов изучением текстуральных свойств (размер, форма, пространственное распределение).

Ключевые слова: коллектор, свойства, отложение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

УДК 622.248.38.001.5

Пыркэлэбеску, Д. И. и др. *Комплексный метод исследования осаждения солей в процессе разработки газовых месторождений*

Гидрогазодинамическое исследование скважин и микроструктурное исследование земных вод и солей, осажденных на буровых штангах, обосновывают с физико-химической и гидрогазодинамической точки зрения предлагаемый комплексный метод.

Ключевые слова: метод, исследование, соль, буровая штанга, месторождение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

УДК 622.692.21: 533.001.5

Павел, А. *Некоторые эффекты энергии эластомеханостатически накопленной в резервуарах-баллонах пневматически или гидравлически внутринадутые*

Оценивается накопленная энергия в резервуаре-баллоне в условиях статистического надува. Изучены и выявлены главные механические эффекты, соответствующие случайной, бризантной возможности этой энергии.

Ключевые слова: эффект, энергия, резервуар-баллон, надув.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

УДК 553.982: 548.001.5

Пыркэлэбеску, И. Д., Бребяну, Г. *О химическом составе жидких углеводородных систем доггера некоторых месторождений, окружающих батолит Леу — Балш — Могошешть*

Химико-структурные анализы, методом Крянгэ, выявляют распределение нефтей по классам.

На основе уровнения энергии, используя закономерности из физической химии, в том числе из радиохимии, объясняется структурное разнообразие нефтей в месторождениях анализированного доггера, вокруг батолита Леу — Балш — Могошешть.

Ключевые слова: химический состав, жидкие углерводороды, доггер, месторождение, анализ, физическая химия, радиохимия.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

УДК 622.692.42

Никулеску, Н. *Изменение давления вдоль бурового состава газовых скважин*

Представлено изменение давления при течении газов через наклонный провод, в том числе установление отношения для расчёта подъёма газов в буровую колонну и подводящий трубопровод в случае водородной течки и, в некоторые случаи, неоднородной течки.

Ключевые слова: изменение, давление, газовая скважана, трубопровод, течение, газы, отношение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

УДК 622.692.237

Дэрвэряну, Шт., Теодореску, Шт. *Уплотнения валов боковых смесителей для резервуаров*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

INHALT

C.Z. 622.831 : 32(100)

Berceanu, L. *Kurze Vorstellung der gasdynamischen Erscheinungen in schlagwettergefährdeten Gruben*

Vorgestellt werden die gasdynamischen Erscheinungen in der Ordnung ihres Risikograd es sowis die weltveit praktizierten Untersuchungs-und Forschungsmethoden betreffend die Vorhersage des Eintritts der Gebirgsschläge.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622741.

Ranca, Petal. *Antriebssysteme des Rades der Luftdruckklassieranlagen des Typs Hosokawa Nauta*

Die von demWerk Electrotehnica Bucureşti hergestellten Antriebssysteme erlauben die leichte Steuerung der gleichgerichteten Spannung,weisen grosse Zuverlässigkeit im Betrieb und einen höhen Wirkungsgrad auf und fordern niedrige Investitions- und Betriebskosten.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 199

C.Z. 622.121 : 622.353.5

Măldărescu, I., Marinescu, M., Hâncu Laura *Petrographische und Aufbereititungs versuche mit dem teilweise bentonitisierten Perlit aus dem Tagebau Mujdeni (Oraşu Nou)*

Folge der durch mineralogischen Beobachtungen, chemische und Roentgenanalysen, durch Brech-, Mahl-, Mörser-, Wasch- und Klärversuche durchgeführten Untersuchungen wird es gezeigt dass der teilweise bentonitisierte Perlit aus dem Tagebau Mujdeni nutzbar gemacht werden kann.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.323 : 553.982

Vinogradov, C., Mondescu, A., Deşanu, D. *Fortschritte in der textural — sedimentologischen Gharakterisierung der konsolidierten granularen Sammler*

Vorgestellt wird eine Methodologie für die Charakterisierung der konsolidierten granularen Sammler, auf Grundlage der Untersuchung der texturalen Eigenschaften (Grösse, Form, räumliche Gestaltung).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.248 : 38.001.5

Pârcălăbescu, D. I. et al. *Eine komplexe Untersuchungsmethode der Salzabsetzung in dem Prozess der Gewinnung der Gasenlagerstätten*

Die hydro-gasdynamische Untersuchung der Bohrungen und die mikrostrukturale Untersuchung des Lagerstättenwassers und der in den Fördergestängen abgesetzten Sälze begründen die vorgeschlagene komplexe Methode aus dem physikalisch — chemischen und dem hydrogasdynamischen Standpunkt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622. 692.21 : 533.001.5

Pavel, A. *Einige Effekte der elasto-mechano-statisch gespeicherten Energie in den innerlich, hydraulisch oder pneumatisch unter Druck gesetzten Flaschenbehälter*

Ausgewertet wird die in einem statisch, hydraulisch oder pneumatisch unter Druck gesetzten Flaschenbehälter gespeicherte Energie. Die mechanischen Haupteffekte, entsprechend der zufälligen, spontanen, brisanten Verfügbarkeit der betreffenden Energie werden studiert und ausgezeichnet.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 553,982 : 548.001.5

Pârcălăbescu, I. D., Brebeanu, Gh. *Über die chemische Zusammensetzung der flüssigen Kohlenwassertstoffsysteme aus dem Dogger einiger den Batholith Leu — Bals — Mogoşeşti umliegenden Lagerstätten*

Die chemisch — strukturalen Analysen, gemäss der Methode C. Creangă, zeichnen die Klassendistribution der Erdöle aus. Auf Grundlage der Energiegleichung, unter Anwendung einiger Gesetzmässigkeiten der physikalischen Chemie, einschliesslich der Radiochemie, wird die strukturale Verschiedenheit der Erdöle aus dem untersuchten, den Batholith Leu — Balş — Mogoşeşti umliegenden Dogger geklärt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.692.32

Niculescu, N. *Die Druckschwankungen entlang der Förderrohrfahrt bei den Gasbohrungen*

Vorgestellt werden die Druckschwankungen während der Gasenströmung durch eine geneigte Leitung, einschliesslich die Festlegung der Beziehung welche nachträglich für den Gasenaufstieg in die Rohrenfahrt und in die Zuführungsleitung, im Falle der homogenen Strömung und in einigen Fällen der nicht — homogenen Strömung angepasst wird.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.692.237

Dărvăreanu, Șt., Teodorescu, Șt. *Abdichtungen bei den Wellen der seitlichen Mischer für Behälter*

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

SOMMAIRE

C.Z.622.831.32(100)

Berceanu, I. *Bref documentaire concernant les phénomènes gazo-dynamiques dans les mines de charbon grisouteux*

On présente les phénomènes gazo-dynamiques dans l'ordre de leur gravité, de même que les méthodes d'étude et de rechèrche concernant la prognoze de l'apparition des coups de toits, prattiquées sur plan mondial.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.741

Ranca, P. et al. *Systèmes d'actionnement du rotor des classeurs pneumatiques de type Hosokawa Nauta*

Les systèmes d'actionnement présentés, fabriqués par les usines Electrotehnica de Bucarest, permettent la commande facile de la tension redresée, ont un degré élevé de sûreté en exploitation et un rendement élevé, nécessitent des investissements et des frais d'exploitation réduits.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z.622.121 : 622.353.5

Măldărescu, I., Marinescu, M., Hâncu, Laura *Recherches pétrographiques et de préparation du pérlite partiellèment bentonitisé de la carrière Mujdeni (Orașu Nou)*

Par la suite de l'étude éffectué par des observations minéralogiques, analyses chimiques et à rayons X, par des essais de broyage, trituration, lavage et épuration, on montre que le pérlite partiellement bentonitisé de la carrière Mujdeni peut être valorisé.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.323 : 553.982

Vinogradov, C., Mondescu, A., Deșanu, D. *Progrès dans la charactérisation texturalle sédimentologique des collecteurs granulaires consolidés*

On présente une méthodologie de caractérisation des collecteurs granulaires consolidés en base de l'étude des proprietés texturalles (dimmension, forme, mode d'arrangement spatial).

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.248.38.001.5

Pârcălăbescu, D. I. et al. *Une méthode complèxe de rechèrche de la sédimentation des sels dans le processus de l'exploitation des gisements de gaz*

La rechèrche hydro-dynamiques des puits et la rechèrche microstructurale des eaux de gisement et des sels déposés dans les tuyaux d'extraction fondammentent, de point de vue physique-chimique et hydro-gazodynamique la méthode complèxe préconisée.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.692.21 : 533.001.5

Pavel, A. *Certains des effets de l'énergie accumulée élastoméchanostatique dans les récipients-bouteilles présurisés àl 'intérieur hydrauliquement ou pneumatiquement*

On évalue l'énergie accumulée dans un récipient bouteille dans des conditions de pressurisation statique, hydraulique ou pneumatique. On étudie et on met en évidence les principaux effets méchaniques correspondant à la disponibilité accidentelle spontanée, brisante, de l'énergie respective.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z.553.982 : 548001.5

Pârcălăbescu, I. D., Brebeanu, Gh. *Sur la composition chimique des systèmes de hydrocarbures liquides du dogger de certains gisements qui entourent le batholite Leu — Balș — Mogoșești*

Les analyses chimique-structurales, par la méthode C. Creangă, mettent en évidence la distribution sur classes des huiles. En base de l'équation de l'énergie, en utilisant des loies de la chimie physique, ci-inclu celle de la radiochimie, on explique la diversification structurale des huiles des gisements du dogger analysé, autour du batholite Leu — Balș — Mogoșești.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.692.42

Niculescu, N. *La variation le long de la conduite d'extraction des sondes de gaz*

Dans l'ouvrage on présente la variation de la pression pendant l'écoulement des gaz par un tuyau incliné, ci — — inclu l'établissement de la relation, relation qui puis est particularisée pour l'ascension des gaz dans le tuyau d'extraction et dans les tuyaux d'arrivé dans le case de l'écoulement homogène et dans certains écoulements nonhomogène.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

C.Z. 622.692.237

Dărvăreanu, Șt., Teodorescu, Șt. *Etanchements aux arbres des mélangeurs latéraux pour des réservoirs.*

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 2, 1990

Revista MINE, PETROL și GAZE este editată de Oficiul de Informare Documentară pentru Industria Minieră
București, Calea Victoriei 220, sector 1, cod 71104, C.P. 22—146, telefon 59.29.75.
Tiparul: Întreprinderea Poligrafică „Universul", str. Brezoianu nr. 23—25, București c. 1759
Prețul: 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu

Scurt documentar privind fenomenele gazo-dinamice în minele de cărbune grizutoase

Dr. ing. L. Bereeanu
Ministerul Minelor

I. Fenomene gazo-dinamice

Marea familie a fenomenelor gazo-dinamice, respectiv formele de manifestare a emisiei de gaze în minele de cărbune grizutoase, este unanim acceptată pe plan mondial, în următoarea ordine de gravitate.

1. Emisia sau degajarea lentă a metanului din starea genetică, liberă și de sorbție (absorbție, adsorbție și chemosorbție), este un proces permanent, de intensități uneori variabile, în funcție de factorii locali ce caracterizează zona (structura cărbunelui, gradul de tectonizare, presiunea, conținutul în situ etc.).

2. Emisia sau degajarea metanului sub formă de suflaiuri (suflătoare) este o formă mai dinamică, cu debite absolute de metan mult mai mari, de la cîțiva m^3/zi la mii de m^3/zi, pe durate ce pot varia de la cîteva ore, zile, luni la ani.

Suflaiurile se produc prin fisuri mari, vizibile, și din golurile existente în cărbune sau rocă, la presiuni moderate sau la presiuni mari, cînd capătă un caracter violent. Ele pot fi primare, cînd provin din crapăturile de origine tectonică, și secundare, cînd provin din fisurile cauzate de lucrările miniere din zonă.

3. Emisia sau degajarea metanului în urma unui proces dinamic de scurgere de material mărunt (cărbune + steril sau numai cărbune) și gaze, proces favorizat de rezistența redusă la compresiune a stratului de cărbune în zonele puternic tectonizate și de legea gravitației universale, mai ales în cazul zăcămintelor de cărbune cu înclinare mare, răspîndirea acestora în practica minieră avînd o frecvență mai mare, paralel cu creșterea adîncimii nivelelor de exploatare în mină.

4. Emisia sau degajarea metanului în urma unei lovituri de mină (manifestare dinamică intempestivă a rocilor din acoperiș și uneori din culcuș) de diverse intensități, cauzate de tensiunile foarte mari care se concentrează într-o rocă dură (numită în mecanica rocilor rocă-pod) și care sub influența unor forțe exterioare se detensionează brusc, în urma depășirii limitei de elasticitate, surpîndu-se prin distrugerea sau deranjarea susținerii lucrărilor miniere.

Spre deosebire de erupțiile de gaze și material mărunt, metanul care însoțește loviturile de acoperiș — manifestări dinamice de mare capacitate energetică distructivă — este o consecință a fărîmițării cărbunelui și nu o cauză a declanșării fenomenului, astfel că materialul dislocat are o așezare gravitațională și nu este proiectat mult în afara verticalei din zona afectată de surparea violentă ca în cazul unei erupții, unde metanul sub presiune efectuează un lucru mecanic de împingere și expulzare a materialului care nu se așază sub unghiul de taluz natural specific.

5. Emisia sau degajarea metanului în urma unei erupții de gaze și material mărunt — fenomen gazo-dinamic de mare complexitate cauzală (presiunea gazului + tensiunile din roci + factorii genetici structurali ai cărbunelui și rocilor înconjurătoare + factorii provocați prin deranjarea echilibrului natural de existența lucrărilor miniere etc.) — cu urmări distructive de proporții imprevizibile, ca și loviturile de acoperiș și scurgerile de cărbune, au devenit din ce în ce mai prezente în practica minieră din multe țări: U.R.S.S., Polonia, Cehoslovacia, Ungaria, R. F. Germania, Franța, Anglia, Belgia, S.U.A. etc.

II. Despre loviturile de acoperiș; caracterizarea generală a fenomenului

1. Loviturile de acoperiș sau manifestările dinamice intempestive cu efect de șoc ale rocilor din acoperiș sînt caracterizate în literatura profesională (S.U.A., Polonia) ca mici seisme locale prin deranjarea echilibrului natural al rocilor din acoperiș și prezența lucrărilor miniere în zonă și fac parte din fenomenul dinamic ce apare în penultima treaptă de gravitate (prezentată la pct. I) în practica exploatării zăcămintelor de cărbune superior, în general, și a huilei, în special.

Producerea în lucrările miniere a unor lovituri de acoperiș este cauzată de existența în acoperișul unor strate de cărbune a unor roci cu rezistență mecanică ridicată, care sînt greu surpabile și pot rămîne pe o anumită lungime în consolă sub acțiunea permanentă a presiunii miniere.

Capacitatea unor roci de a da naștere unor fenomene dinamice distructive este determinată de suma caracteristicilor mecanice ale acestora care, în timpul formării lor (perioade geologice), au acumulat o „energie potențială elastică" pe care, sub influența unor cauze exterioare, pot să o elimine intempesiv, sub formă de șoc de energie cinetică, atunci cînd sînt

depășite valorile rezistenței mecanice a rociipod, respectiv limitele de elasticitate ale acesteia.

2. După cum rezultă din datele furnizate de literatura de specialitate din U.R.S.S., R.S.C., R.F.G., R.P.P., S.U.A. etc., fenomenul dinamic al loviturilor de acoperiș este imprevizibil, fiind rezultatul acțiunii mai multor factori, care pot fi grupați în două grupe:

a — factori principali;
b — factori secundari.

În categoria factorilor principali intră:
— proprietățile petrografice și fizico-mecanice ale cărbunelui;
— structura masivului de roci acoperitoare și proprietățile fizico-mecanice ale acestora;
— tectonica din zonă;
— grosimea stratelor de roci acoperitoare;
— caracteristicile fizico-mecanice ale rocilor din acoperișul direct și acoperișul de bază (principal);
— adîncimea de exploatare;
— înclinarea stratului de cărbune;
— metoda de exploatare aplicată;
— metoda de dirijare a presiunii rocilor înconjurătoare.

În categoria factorilor secundari intră:
• pilierii de siguranță lăsați în stratele acoperitoare exploatate anterior;
• apropierea frontului lucrării miniere de zone vechi exploatate sau de unele lucrări de deschidere și pregătire;
• tensiunile remanente datorate zonelor vechi exploatate;
• viteza de avansare a fronturilor.

3. Ca urmare a cercetărilor efectuate pe plan mondial, s-a ajuns la concluzia că, în stadiul de prognoză, criteriul de bază în aprecierea capacității unei roci de a genera lovituri de acoperiș este „criteriul energetic", care este definit prin „coeficientul energetic al rocii în studiu" W_{ET}. Coeficientul energetic W_{ET} se definește ca fiind raportul dintre energia potențială elastică U_1, acumulată de rocă în procesul de formare în perioadele geologice, și energia degajată de rocă prin destindere U_2, cînd a fost scoasă de sub influența tensiunilor primare, genetice, din masivul intact.

Astfel:

$$W_{ET} = \frac{U_1}{U_2}, \quad \frac{\text{daN/cm}^2}{\text{daN/cm}^2}.$$

Se consideră că o rocă sau un strat de cărbune are capacitatea de a produce lovituri de acoperiș atunci cînd coeficientul W_{ET} are anumite valori, și anume:

$W_{ET} > 5$ — stratul de rocă este foarte predispus pentru a produce lovituri de acoperiș;

$W_{ET} = 2-5$ — predispoziția fenomenului se corelează cu factorii enumerați mai sus (rezistență mecanică, tectonică, adîncimea nivelului de exploatare etc.), apariția fenomenului fiind incertă, dar posibilă, predispoziție redusă;

$W_{ET} < 2$ — nu apar lovituri de acoperiș, indiferent de influența altor factori.

După datele literaturii de specialitate, loviturile de acoperiș nu pot apărea dacă în urma măsurărilor făcute înaintea intrării în exploatare a zonei, deci în perioada executării lucrărilor de deschidere și pregătire, energia acumulată în masivul de roci acoperitoare nu a depășit 10^5J.

Loviturile de acoperiș apar mai frecvent în acele zone unde energia acumulată este în jur de 10^7J și evident mai mare de 10^7J, în general, la adîncimi de exploatare de peste 300 m.

III. Metode de studiu și cercetare privind prognoza apariției loviturilor de acoperiș, practicate pe plan mondial

Aceste metode pot fi clasificate în trei mari grupe

A. Metode de măsurare in situ a eventualelor deranjamente ce apar în echilibrul natural al rocilor prin executarea lucrărilor miniere, măsurări ce se execută cu aparatură specială, bazată pe principiul seismo-acustic, în categoria cărora intră:
— metoda seismo-acustică;
— metoda micro-seismică;
— metoda seismică.

B. Metode experimentale ce se împart în două subgrupe:

• foarea unor găuri de anumită lungime în avansul frontului și interpretarea detritusului rezultat, ca volum și granulație;

• metoda determinării coeficientului energetic W_{ET} al rocii-pod (din consola care este greu surpabilă), pe baza curbei de încărcare-descărcare, în urma încercarilor de laborator, pentru determinarea modulului de elasticitate, ca urmare a solicitărilor la compresiune.

C. Metode analitice care au la bază relații de calcul matematice empirice.

Pe plan mondial se folosește aparatură seismo-acustică perfecționată, staționară, montată la suprafața minelor, care primesc informația senzorilor din subteran, precum și aparate portabile pentru verificarea și cercetarea curentă a fenomenului, în cazul investigațiilor prin metodele din grupa **A.**

Urmare dezvoltării în adîncime a minelor, în prezent răspîndirea fenomenului loviturilor de acoperiș este foarte mare.

— În U.R.S.S. fenomenul este cunoscut de peste 40 de ani și s-a produs de peste 700 de ori, în bazinele Donețk, Kuznețk, Peciorsk, Primorsk, Soluiutinsk, Kizel unde se exploatează peste 800 de strate de cărbune cu grosimi de la 0,5 la peste 20 m, înclinări de 0 — 90°, cantonate la adîncimi între 200 și 1 000 m.

— În R.S.C. prima lovitură de acoperiș este atestată în anul 1872, iar identificarea fenomenului a fost făcută în anul 1908 în bazinul Ostrava; pînă în prezent s-au înregistrat peste 250 fenomene.

— În R.P.P., de la 45% în anul 1971, cît reprezenta ponderea stratelor în exploatare predispuse loviturilor de mină, în anul 1981 se atinge valoarea de 73%.

Minele Szompierki, Dimitrov, Bobrek, din bazinul carbonifer al Sileziei, zona orașului Bytom, au localizate lovituri de mină cu energii de ordinul $10^7 - 10^9$J. În 26 de mine sînt instalate stații seismo-acustice de identificare și cuantificare grafică informațională a loviturilor de mină, iar șase mine au în dotare seturi de sisteme regionale de aparatură microseismică, cu perceperea fenomenului de la nivelul energetic de 10^3J.

În aceste stații, în perioada 1977—1982 s-au evidențiat peste 15 600 înregistrări de manifestare a fenomenului gazo-dinamic la nivelul de energie cuprins între 10^5 și 10^9J.

În aceeași perioadă s-au manifestat 123 lovituri de mină cu energie de pînă la 10^3J, iar șase cu energie de 10^4J ; ponderea o ocupa însă loviturile de mină de energii mai mari, înregistrîndu-se 26 manifestări la putere energetică de 10^5J, 48 la putere de 10^6J și 36 la putere energetică de 10^7J. Frecvența loviturilor de mină la puteri energetice mai mari este mai redusă, înregistrîndu-se patru manifestări la puterea energetică de 10^8J și două manifestări cu o energie de 10^9J.

Doctor ing. Stanislav Parysiewicz, în lucrarea sa „Caracterul și geneza loviturilor de acoperiș la minele din bazinul carbonifer al Sileziei superioare", publicată în Revista minelor nr. 9 din 1988, din Polonia, analizînd loviturile de acoperiș din minele Sileziei superioare, arată că din anul 1949 pînă în anul 1987 au avut loc 3 180 de asemenea fenomene, investigarea complexității cauzale a acestora — pentru stabilirea măsurilor de prevenire — intensificîndu-se în institutele de cercetare ale industriei miniere poloneze.

— În Republica Ungară, în bazinul Tatabanya, sînt înregistrate asemenea fenomene și măsurarea energiei acestora este în curs, rezultetele urmînd a sta la baza perfecționării metodelor de luptă preventivă.

— În S.U.A., cercetările inițiate prin institutele de profil, publicate în revista Mining Engineering vol. 40 din aprilie 1986, arată că loviturile de tavan, desprinderea instantanee a rocilor din tavanul, peretele sau vatra lucrării miniere și pătrunderea acestora în front reprezintă unul dintre riscurile majore ale activității miniere unde, în perioada anilor 1978—1984 s-au produs 73 de lovituri de acoperiș. Aceste evenimente nu sînt considerate lovituri de acoperiș, ci mai mult explozii, detensionări bruște, cu desprinderi de roci din tavanul lucrărilor miniere. Cauzele exacte ale loviturilor de tavan, sînt foarte greu de determinat, iar prevenirea lor exactă este aproape imposibilă. Peste 60% din rezervele de cărbune ale S.U.A. se află în vestul țării, iar producția de cărbune din această zonă se prevede să crească considerabil pînă în anul 1990. Zacămintele sînt cantonate la adîncimi mari, cu înclinare medie și pot avea acoperișuri constituite din roci tari, susceptibile la lovituri de acoperiș.

Sisteme de acţionare a rotorului clasoarelor pneumatice de tip Hosokawa Nauta

Ing. **P. Ranca**, ing. **Gh. Bolba**
ing. **E. Iancu**, ing. **D. Vădan**
Cariera minieră Căpuş

Calitatea procesului de clasare este hotărîtoare pentru calitatea produsului măcinat.

Clasoarele pneumatice de tip Hosokawa Nauta, prin construcţia lor simplă, dimensiunile lor mici, reglarea simplă a dimensiunilor materialului de clasat într-un interval prescris, asigură un grad de calitate ridicat al procesului de clasare.

Construcţia acestor clasoare este prezentată în figura 1.

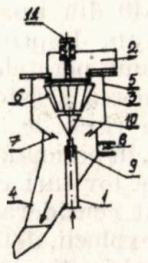


Fig. 1

În continuare prezentăm modul lor de funcţionare.

Suspensia de util în curentul de aer este transportată pneumatic în camera clasorului *5*, unde întîlneşte rotorul *3*. Asupra particulelor de util acţionează o forţă radială, respectiv o forţă centrifugă determinată de aerul care intră tangenţial prin conducta de aer secundară *8* şi de rotirea rotorului.

Sub acţiunea acestor forţe suspensia are o mişcare de spirală şi particulele de material util sînt aruncate în direcţia pereţilor camerei clasorului. De asemenea, asupra particulelor mai acţionează şi o forţă ascensională. Rezultanta acestor forţe duce la o mişcare diferenţiată a particulelor în raport cu mărimea lor. Astfel, particulele cu un diametru mai mare decît particulele limită întîlnesc pereţii camerei clasorului şi curg în direcţia ieşirii cu fracţiunea grobă *4*.

Particulele cu dimensiuni mai mici decît particulele limită curg prin paletele rotorului *6* în direcţia evacuării materialului fin *2*.

S-a văzut că unul dintre parametrii cei mai importanţi care influenţează procesul de clasare este turaţia rotorului clasorului pneumatic. Acest fapt rezultă şi din expresia forţei centrifuge ce acţionează asupra particulelor în timpul clasării :

$$F = \frac{\pi d^3}{6} (\rho_m - \rho_g)\, \omega_0^2 r, \qquad (1)$$

unde :

F este forţa centrifugă produsă de rotorul clasorului ;
d — diametrul particulelor ;
r — raza rotorului ;
ρ_m — densitatea particulelor ;
ρ_g — densitatea gazului ;
ω_0 — viteza unghiulară a rotorului.

După Holdanowicz (fig. 2), domeniul de variaţie a vitezelor trebuie să fie de aşa natură,

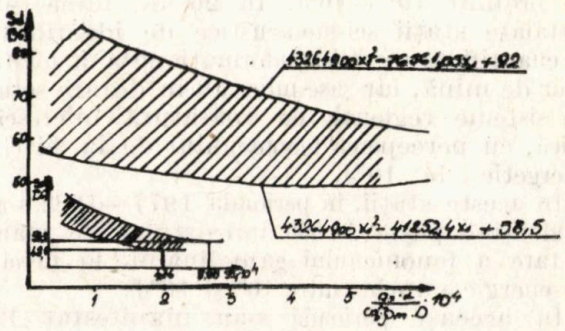


Fig. 2

încît raportul dintre viteza verticală a aerului şi viteza periferică a rotorului :

$$x_1 = \frac{q_p\, \alpha}{\omega_0\, \rho_m D} 10^4, \qquad (2)$$

unde :

q_p este concentraţia masică a fluxului de material pe unitatea de suprafaţă a camerei de separare, în kg/cm² ;
α — unghiul de intrare a paletelor rotorului, în radiani ;
ω_0 — viteza unghiulară a rotorului clasorului, rad/s ;
ρ_m — densitatea materialului, în kg/m³ ;
D — diametrul camerei de clasare a rotorului, în m, să fie delimitat de curbele de ecuaţii :

$$Y_1 = 43\,264\,900\, x_1^2 - 7\,656{,}05\, x_1 + 92 ; \qquad (3)$$

$$Y_2 = 43\,264\,900\, x_1^2 - 41\,252\, x_1 + 58{,}5. \qquad (4)$$

Din grafic se observă că gradul de calitate a procesului S_a de clasare este superior la viteze mari ale rotorului clasorului.

În funcţie de fineţea dorită, clasoarele pneumatice trebuie prevăzute cu un sistem de acţionare a rotorului care să-i permită varierea într-un domeniu foarte larg.

În variante mai vechi, sistemul de acționare se compune dintr-un motor asincron cu rotorul în scurtcircuit și un variator mecanic.

Acest sistem prezintă următoarele dezavantaje :

— piese mecanice în mișcare ;
— gabarite mari ;
— costuri mari la reparații ;
— staționări de durată mare la reparații accidentale ;
— nu se pretează la automatizări ;
— randament scăzut.

Pentru a înlătura dezavantajele de mai sus a fost implementat sistemul de acționare a motorului cu grup generator-motor (Ward-Leonard) (fig. 3).

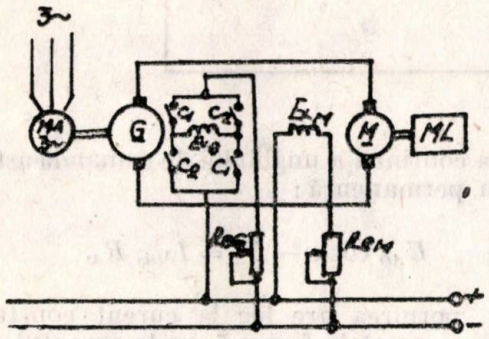


Fig. 3

Principiul de funcționare a grupului generator-motor constă în reglarea vitezei motorului de curent continuu M cu excitație independentă, alimentat cu tensiune variabilă de la un generator propriu G. Generatorul este antrenat de un motor asincron. Înfășurările de excitație ale generatorului și motorului pot fi alimentate de o sursă comună sau de la surse independente.

Viteza motorului poate fi reglată sub viteza nominală prin variația fluxului de excitație al generatorului într-o gamă de 8 : 1.

Peste viteza nominală, viteza motorului poate fi reglată prin slăbirea fluxului de excitație al acestuia într-o gamă de circa 3 : 1, putîndu-se atinge o gamă de reglare totală de circa 24 : 1.

Expresia caracteristicii mecanice a motorului este :

$$\Omega = \frac{k_G \Phi_G \Omega_G}{k_M \Phi_M} - \frac{R_{AM} + R_{AG}}{k_M^2 \Phi_M^2} \cdot M. \qquad (5)$$

Caracteristicile mecanice prezintă două zone (fig. 4 și 5). În prima zonă funcționarea motorului este caracterizată prin : flux constant ; cuplu constant ; putere variabilă.

Zona a II-a corespunde funcționării motorului cu flux diminuat, putere constantă și cuplu variabil.

Pe lîngă avantajele sistemului generator-motor (gamă de reglare accesibilă, reglare fără pierderi mari, frînare prin recuperare), acesta prezintă și unele dezavantaje :

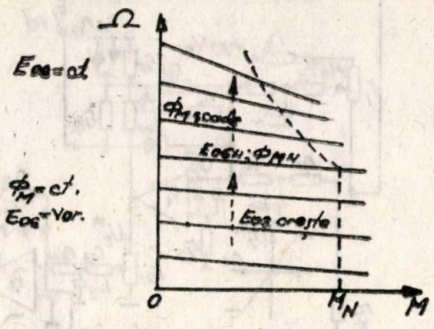


Fig. 4

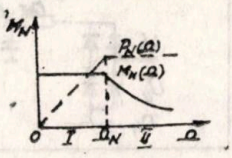


Fig. 5

— puterea instalată este de trei ori puterea nominală, fiind necesare trei mașini în loc de una, costuri ridicate, fundații și suprafețe mari ;

— constantă de timp mare, datorită faptului că sistemul este realizat cu elemente rotative care au o constantă de timp relativ mare ;

— necesită un sistem de reglare automată care are rolul de a forța micșorarea duratei proceselor tranzistorii.

Avînd în vedere aceste dezavantaje și dificultățile în automatizarea instalației, din anul 1987 s-a trecut la acționarea de tip redresor comandat-motor de curent continuu.

Redresorul comandat, în cazul nostru, este compus pe partea de comandă dintr-un regulator de viteză, un regulator de curent și un dispozitiv de comandă pe grilă, care realizează reglarea vitezei cu limitarea curentului din indus, prin conectarea în cascadă a regulatoarelor.

Schema de principiu este dată în figura 6, unde :

ss este sursă stabilizată ;
p_1 — regulator de viteză ;
p_2 — regulator de curent ;
p_3 — dispozitivul de comandă pe grilă ;
TG — traductor de viteză ;
f_1 — traductor de curent ;
K_1, K_2 — inductanțe de rețea ;
k — bobina de filtrare.

Sursa de tensiune stabilizată furnizează tensiuni continue, stabilizate de $\pm$ 15 V și nestabilizate de $\pm$ 24 V. Valoarea impusă de viteză este realizată prin potențiometrul r_1.

Reglarea limitei de curent se realizează prin rezistența r_{21}. Regulatorul de curent, în funcție de valoarea abaterii formate prin însumarea algebrică a semnalului de referință U_I^* și a semnalului U_I furnizat de traductorul de curent

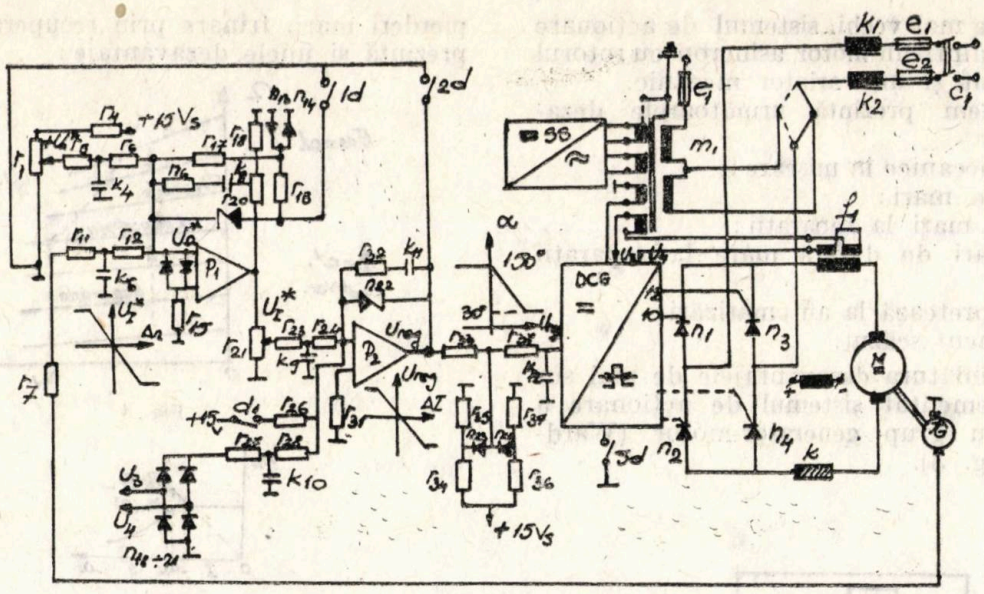


Fig. 6

realizat cu traductorul f_1 și cu puntea de diode $n\ 18 \ldots n\ 21$, aplică dispozitivului de comandă pe grilă tensiunea continuă de comandă U_c, care variază între 0 și + 10 V.

Dispozitivul de comandă pe grilă integrat aplică pe grila tiristoarelor impulsuri de comandă, a căror decalare față de sinusoida de sincronizare variază liniar cu tensiunea de comandă furnizată de regulatorul de curent.

Caracteristicile statice de transfer sînt, de asemenea, indicate în schemă. Funcționarea schemei este următoarea: motorul fiind în repaus, la aplicarea unei tensiuni pozitive U_Ω^* la intrarea regulatorului de viteză, tensiunea obținută la ieșirea U_I^* este constantă pe toată durata pornirii, deoarece regulatorul funcționează în regiunea de saturație a caracteristicii statice de transfer.

În tot acest timp, tensiunea U_I^*, aplicată intrării regulatorului de curent, rămînînd constantă, bucla inferioară de curent funcționează complet independent, căutînd să aducă și să păstreze curentul principal I_A la valoarea limită prestabilită prin circuitul de limitare.

Menținerea constantă a curentului se realizează dinamic, regulatorul de curent comandînd variația continuă a unghiului de comandă astfel, încît în permanență:

$$U_{AO} \cos\alpha - E_A = I_{A_{lim}} R_A. \qquad (6)$$

Deci, pornirea are loc la curent constant, așa cum se arată în figura 7, unde curentul este limitat, spre exemplificare, la 3 I_{AN}.

Se constată că la pornire directă curentul poate atinge valoarea de $9I_{AN}$, care este evident periculoasă, îndeosebi din cauza fenomenului de comutație.

Schema prezentată asigură reglarea vitezei la cuplu constant în gama de 1 : 20, cînd traductorul de viteză este traductor de tensiune, respectiv 1 : 100, cînd este tahogenerator.

Traductorul de tensiune (fig. 8) se bazează pe metoda modulare-demodulare; reduce tensiunea măsurată de la 130 V ... 500 V la 10 V.

E_l se compune din următoarele blocuri funcționale:

— modulatorul realizat cu tranzistoarele $p_1 \div p_4$ și divizorul rezistiv $r_1 \div r_5$, care permit conectarea traductorului la maximum 500 V c.c.;

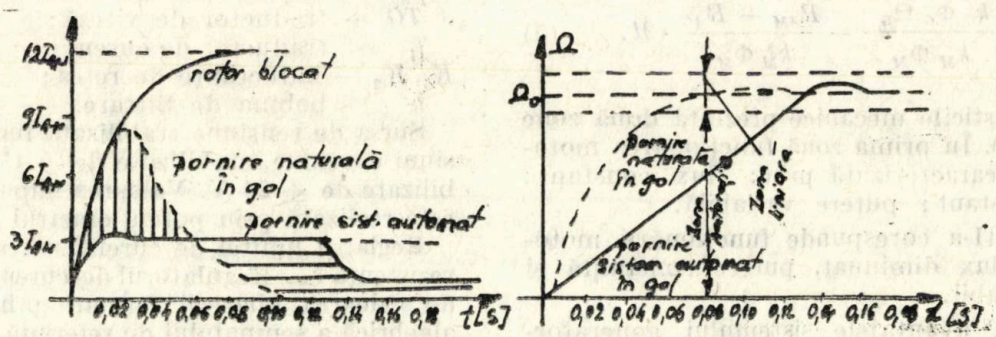


Fig. 7

— demodulatorul realizat cu tranzistoarele $p_5 \div p_8$ ce furnizează la ieșire un semnal continuu proporțional cu semnalul aplicat la intrarea traductorului, avînd amplitudinea maximă de 10 V (reglabilă în gama 0, + 10 V);

— permite comanda ușoară, precisă a tensiunii redresate, atît ca valoare, cît și ca sens, avînd ca efect direct realizarea rapidă și exactă a unor porniri și reglări automate ale vitezei motorului de acționare;

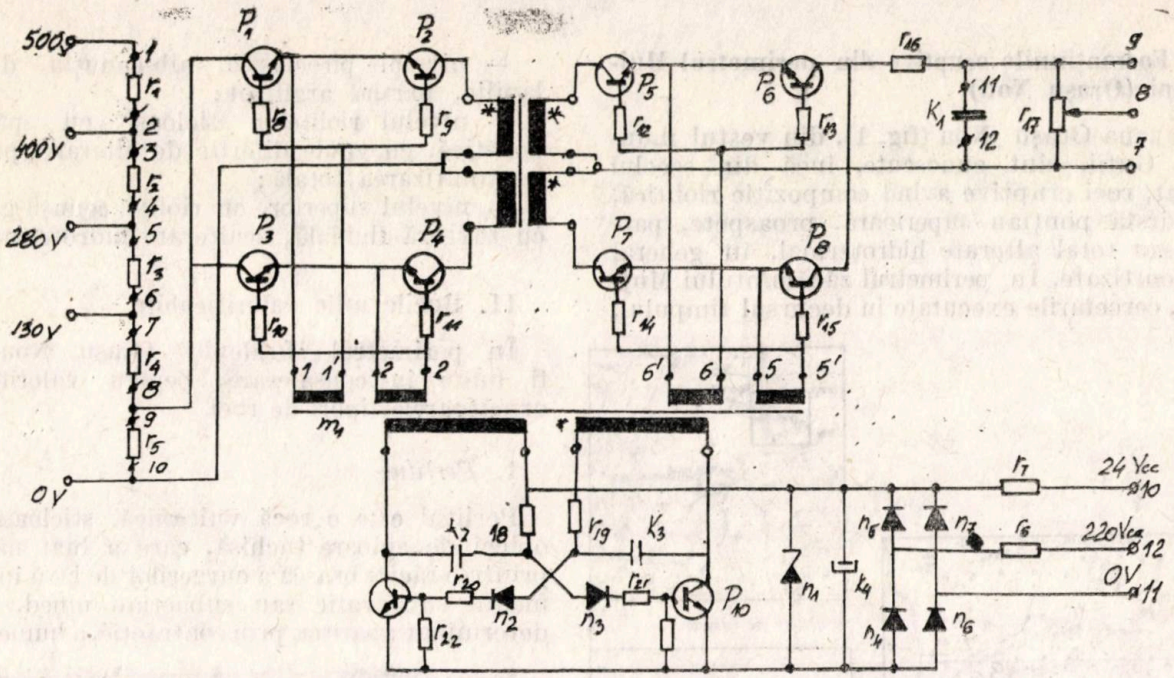


Fig. 8

— oscilatorul de tip convertor cu două tranzistoare în contratimp, realizat cu tranzistoarele $p_9 \div p_{10}$, avînd frecvența de oscilație de circa 2 000 Hz.

Traductorul de tensiune are separare galvanică atît între modulator și demodulator, cît și între acesta și oscilator, putînd fi alimentat de la rețea, cît și de la sursă de tensiune continuă de 24 V.

Concluzii

Dintre aceste trei sisteme de acționare (reglare) s-a impus sistemul redresor comandat-motor de curent continuu.

Redresorul este fabricat de Întreprinderea „Electrotehnica" București și este de tipul CMM 50.380.4/50—UDE—N.

Principalele avantaje ale folosirii acestui sistem de acționare sînt:

— constante de timp neglijabile datorită lipsei de elemente cu inerție mare;

— siguranță în funcționare datorită lipsei de elemente în mișcare;

— randament ridicat, atît în perioada de sarcină, cît și în cele de mers în gol;

— necesită investiții globale reduse;

— necesită cheltuieli de exploatare reduse.

Bibliografie

[1] Kelemen, A. *Acționări electrice*. Ed. Didactică și Pedagogică, București 1976.

[2] Kelemen, A., Imecs, M. *Mutatoare*. Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1978.

[3] Holdanowicz, I. *Matematische Beschreiburg den Windsichtungsprozesses mit dem Rotor Klassierer des Typs Hosokawa Naula*. Aufbereitungs Technik, nr. 7, 1985.

[4] *** Catalog „Echipamente electrice de acționare cu motoare de curent continuu și convertizoare miniatură". Electrotehnica, București, 1985.

[5] Gheorghiu, I. S. *Tratat de mașini electrice. Mașină de curent continuu*. Ed. Academiei, R.S.R., București, 1971.

Cercetări petrografice şi de preparare a perlitului parţial bentonitizat din cariera Mujdeni (Oraşu Nou)

I. Măldărescu, M. Marinescu, Laura Hâncu
Universitatea Bucureşti

I. Formaţiunile eruptive din perimetrul Mujdeni (Oraşu Nou)

În zona Oraşu Nou (fig. 1), din vestul munţilor Gutii, sînt cunoscute, încă din secolul trecut, roci eruptive avînd compoziţie riolitică, de virstă ponţian superioară, proaspete, parţial sau total alterate hidrotermal, în general bentonitizate. În perimetrul zăcămintului Mujdeni, cercetările executate în decursul timpului,

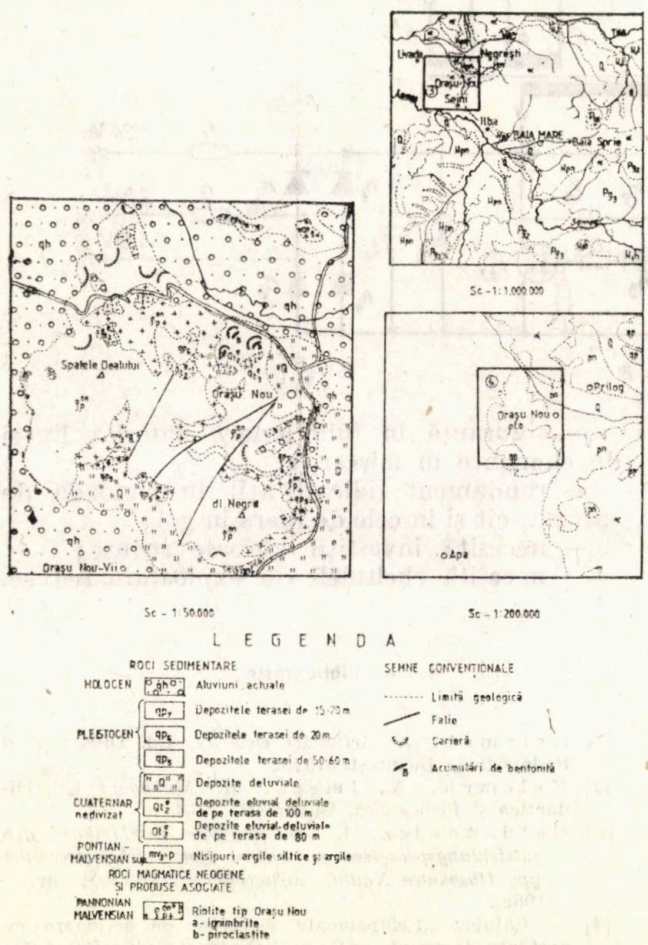


Fig. 1. Schiţa perimetrului studiat.

la suprafaţă şi prin foraje, au permis evidenţierea unui complex alcătuit din mai multe nivele de riolite diferenţiate structural şi prin intensitatea fenomenului de alterare hidrotermală. Din baza complexului spre suprafaţă, aceste nivele [6] sînt :

— nivelul bazal, al riolitelor inferioare, de culoare cenuşiu închis, cu textură fluidală, slab alterate hidrotermal;

— nivelul piroclastic, alb-cenuşiu, de tip lapilic, parţial argilizat;

— nivelul riolitelor sticloase, cu spărtură perlitică, cu grade diferite de alterare, pînă la bentonitizarea totală;

— nivelul superior, cu riolite cenuşii-gălbui, cu textură fluidală, nealterate hidrotermal.

II. Rocile utile valorificabile

În perimetrul Mujdeni — Oraşu Nou pot fi luate în considerare, pentru valorificare, următoarele tipuri de roci.

1. *Perlitul*

Perlitul este o rocă vulcanică, sticloasă, de obicei de culoare închisă, care a luat naştere printr-o răcire bruscă a curgerilor de lavă într-un mediu subacvatic sau subaerian umed, ce a determinat apariţia, prin contracţie, a numeroase

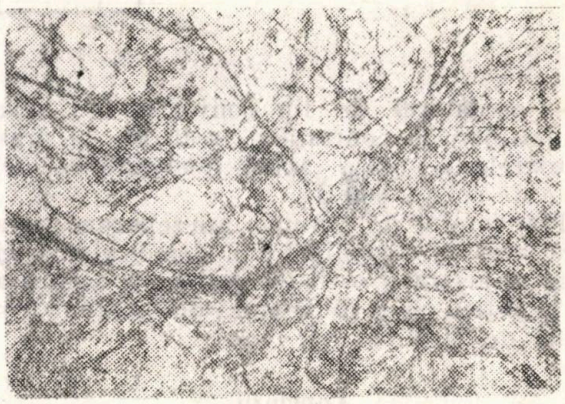


Fig. 2. Riolit cu textură fluidală determinată de orientarea cristalitelor, prezentînd fisuri specifice perlitului; N// ; 30 x.

Fig. 3. Perlit slab bentonitizat în jurul fisurilor. Sînt vizibile cele două sisteme de separaţii, în perle majore şi perle interioare; N // ; 15 x.

fisuri minuscule, concentrice, care dau aspectul unui aglomerat de elemente mai mult sau mai puțin sferice, numite perle. Perlitul de Mujdeni se prezintă ca o rocă compactă, sticloasă, cu spărtură concoidală, luciu sticlos și culoare cenușie cu diverse nuanțe. Mărimea perlelor variază de la cele vizibile numai la microscop pînă la dimensiuni de 3 — 5 cm. Perlitul expandează în domeniul de temperatură 200 — — 500°C.

Fig. 4. Riolite parțial bentonitizate. Procesul de bentonitizare este difuz și se produce paralel cu orientarea planelor după care sînt dispuse cristalitele ; N// ; 30 x.

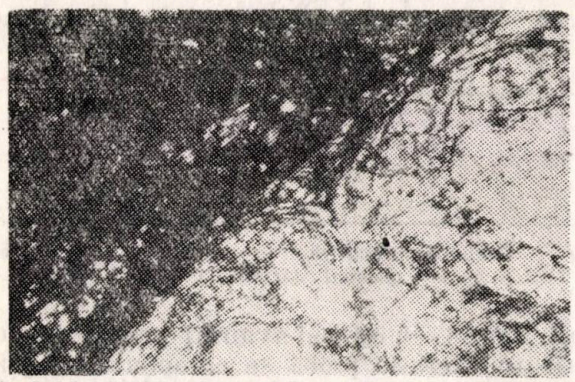


Fig. 5. Limită netă între zona bentonitizată și perlitul relativ proaspăt ; N // ; 30 x.

2. *Perlitul bentonitizat*

Varietate petrografică intermediară, între perlit și bentonită, cu care se află intim asociat. Se exploatează în carieră împreună numai

Fig. 6. Perlit brecifiat și neomogen bentonitizat ; N// ; 15 x.

datorită acestei asocieri, căci el nu se valorifică. Gradul de argilizare este foarte variabil.

3. *Bentonita*

Rocă argiloasă, reziduală, avînd în componență peste 75% minerale argiloase din grupa smectitelor (de obicei montmorillonit), formată în perimetrul Mujdeni prin alterarea rocilor sticloase, prezintă culoare albă cu diverse nuanțe sau cenușiu deschis, structură pelitică sau mixtă și textură masivă sau microstratificată.

4. *Sticle riolitice devitrificate și alterate*

Sînt cele mai răspîndite roci din zonă, avînd textură vacuolară, rubanată, brecioasă sau masivă.

Actualmente se exploatează și se valorifică numai bentonita și perlitul. Deoarece însă, în procesul de extracție, neselectiv, rezultă și cantități foarte mari de perlit bentonitizat, se pune problema găsirii unor metode de preparare puțin costisitoare, care să separe cele două componente : perlitul (cît mai puțin argilizat) și bentonita. În acest scop au fost prelevate patru probe de perlite bentonitizate, cu grade diferite de argilizare, care au făcut obiectul unor cercetări microscopice, încercări de preparare, analize chimice și cu raze X.

III. Studiul mineralogic al perlitului bentonitizat

Fondul petrografic al probelor mai puțin alterate hidrotermal este constituit dintr-o sticlă de compoziție riolitică, de culoare cenușie, cu separații pelitice de dimensiuni cuprinse între 2 și 10 mm.

Aspectele brecioase sînt rare și determinate de prezența unor fragmente sticloase, cu conture angulare, prinse într-o masă de minerale argiloase.

Separarea sub formă de perle este înlesnită de alterarea mai puțin intensă a sticlei riolitice pe suprafețele sferoidale de fisurare. Mineralele argiloase apărute în jurul perlelor și în matricea breciilor au culoare alb-gălbuie pînă la galben-brun, în funcție de intensitatea pigmentării cu hidroxizi de fier. Studiul microscopic al perlitului evidențiază o masă sticloasă, lipsită de fenocristale, transparentă și incoloră, cu refringență intens negativă, ce trădează compoziția riolitică.

În masa sticlei se individualizează cristale (longulite) cu dispunere cvasiparalelă și neomogenități alungite, vizibile ca urmare a unei slabe diferențe de refringență. Prin dispunerea lor, cristalele și neomogenitățile amintite conferă rocii o textură fluidală. Sistemul de fisuri care dă aspectul de perlit este foarte fin la

varietățile mai puțin alterate și intersectează suprafețele de dispunere a longulitelor. În cadrul acestui sistem pot fi observate fisuri mai bine conturate, care permit separații în perle grosiere și fisuri foarte fine, uneori discontinue, apărute în interiorul perlelor mari.

Mineralele argiloase sînt fin cristalizate și apar în diverse situații. Cel mai adesea sînt observate pe sistemele de fisuri perlitice care marchează perlele mari și uneori cu caracter difuz sau discontinuu pe fisurile secundare.

În stadiile avansate de bentonitizare, sticla dintre perlele mari este complet alterată, iar în interiorul perlelor apar, de asemenea, zone cu alterări intense ce conturează perlele mai mici.

Cazurile de alterare extremă evidențiază relicte de sticlă cu conture angulare prinse în masa mineralelor argiloase. Alte aspecte de bentonitizare a sticlei riolitice sînt date de apariția difuză a mineralelor argiloase, cu tendință vagă de orientare după textură fluidală sau combinată, de dispunere atît după sistemele de fisuri sferulitice, cît și după planul de orientare a longulitelor.

Perlitele cu structură brecioasă conțin elemente angulare cu separații perlitice interioare prinse într-o masă de minerale argiloase. Elementele breciei sînt neomogen alterate, putîndu-se observa în strictă apropiere elemente vitroase perfect transparente și elemente intens substituite de minerale argiloase, datorită probabil dimensiunilor și gradului de fisurare diferite.

Formarea montmorillonitului pe seama sticlei riolitice este legată de existența unui proces hidrotermal caracterizat prin soluții alcaline calcice.

Bentonitizarea s-a produs prin infiltrația soluțiilor pe sisteme de fisuri cu origini diferite, de contracție (care au generat structura perlitică) și de brecifiere.

Bentonitizarea prin difuzie a avut loc pe sistemele cele mai fine de fisuri, paralele cu textura fluidală.

IV. Încercări de preparare a perlitului bentonitizat

Încercările de preparare au urmărit separarea celor două componente: sticla riolitică cu structură perlitică și montmorillonitul, cunoscut fiind faptul că prezența montmorillonitului în perlit scade capacitatea sa de expandare (principala proprietate care-l face util), iar sticla existentă în montmorillonit îi micșorează capacitatea de schimb cationic, proprietățile de adsorbant, tixotropia și altele.

Deși au fost luate în considerare patru probe de perlit bentonitizat (mai corectă ar fi fost denumirea de perlit argilizat), încercările de preparare s-au concentrat în special asupra

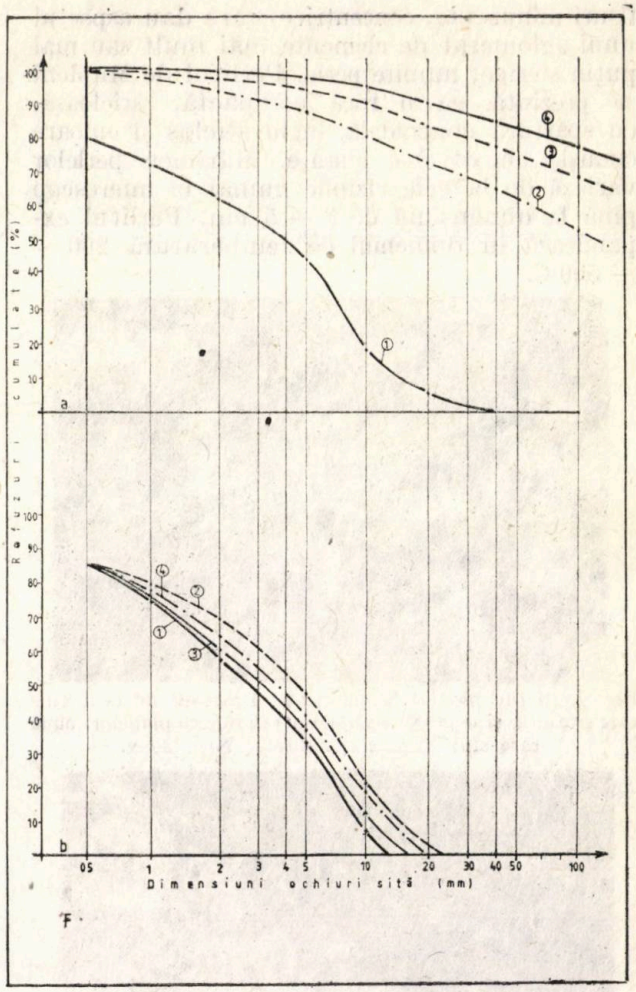


Fig. 7. Curbe granulometrice: *a* — material brut, probele 1; 2; 3 și 4; *b* — material sfărîmat, curbele 1; 2; 3 și 4.

probei nr. 1, cu cel mai avansat grad de bentonitizare. Această probă se caracterizează prin frecvența mare a perlelor cu dimensiuni de maximum 12 mm, străbătute de fisuri dispuse paralel, cu grad avansat de bentonitizare, fapt ce îi conferă o mare fiabilitate. În acest caz, perlitul bentonitizat se pretează la separarea componentelor, mai precis la obținerea unor produse perlitice din care cea mai mare parte a bentonitei a fost îndepărtată.

1. *Comportarea la sfărîmare*

Pe baza analizei granulometriei probelor brute au fost trasate curbele granulometrice redate în figura 7*a*.

Proba nr. 1 diferă net de celelalte trei probe ce prezintă o alură asemănătoare. Ea conține clasele sub 5 mm în proporție de 55% față de 12,5; 5,9 și 2,4% a probelor nr. 2; 3 și respectiv 4. O altă caracteristică este și scăderea rapidă a conținuturilor în clasele mai grobe, precum și lipsa materialului peste 40 mm, în timp ce probele celelalte au între 65,0 și 85,1% material pînă la 180 mm.

Tabelul 1

Analiza granulometrică

Clasa granulometrică, mm	Granulometria materialului brut							
	proba 1, %		proba 2, %		proba 3, %		proba 4, %	
	pe clase	cumulat	pe clase	cumulat	pe clase	cumulat	pe clase	cumulat
>150	—	—	27,3	27,3	51,2	51,2	69,1	69,1
150—100	—	—	25,2	52,5	17,2	68,4	8,1	77,2
40—20	6,0	6,0	4,8	72,8	4,8	83,2	5,1	90,2
20—10	12,3	18,3	6,9	79,7	6,7	89,9	4,5	94,7
5—2	26,7	45,0	7,8	87,5	4,2	94,1	1,9	97,6
2—1	8,7	71,8	3,9	96,6	1,8	98,6	0,5	99,0
1—0,5	8,0	79,8	2,5	99,1	0,6	99,2	0,4	99,4
<0,5	20,2	100,0	0,9	100,0	0,8	100,0	0,6	100,0
	Granulometria probelor sfărîmate							
>10	6,8	6,8	21,4	21,4	12,4	12,4	19,7	19,7
10—5	27,0	33,8	26,2	47,6	24,0	36,4	21,3	41,0
5—2	23,6	57,3	22,7	70,3	23,9	60,3	24,3	65,3
2—1,5	17,9	75,3	9,2	79,5	11,0	71,3	12,5	77,8
1—0,5	9,5	84,8	5,8	85,3	11,9	83,2	7,3	85,1
<0,5	15,2	100,0	15,7	100,0	17,8	100,0	15,9	100,0

Materialul concasat a fost supus din nou analizelor granulometrice pe baza cărora s-au trasat curbele din figura 7 *b*. Aceste curbe au o alură asemănătoare, cea a probei nr. 1 avînd totuși conținuturi mai mari în material mărunt. Analizele chimice efectuate global și pe clase granulometrice în cazul probei nr. 1 și pe clasa fină (sub 0,5 mm) la toate probele sînt prezentate în tabelul 1.

În cazul probei nr. 1 se remarcă o scădere continuă a conținuturilor în Na_2O și K_2O de la fracțiile mari spre cea mai fină și o creștere constantă a H_2O^+, sugerînd tendința de concentrare a montmorillonitului în clasa granulometrică sub 0,5 mm.

Fracțiile sub 0,5 mm ale tuturor probelor arată pentru proba nr. 1 conținuturi mai mici de alcalii și silice și mai mari de Al_2O_3 și H_2O^+, evidențiind o cantitate mai mare de bentonită.

2. *Încercări de măcinare*

Pentru proba nr. 1 încercările de măcinare au fost efectuate pe cale uscată, avînd în vedere două clase granulometrice: peste 10 mm și respectiv 5 — 2 mm.

Măcinarea clasei peste 10 mm s-a realizat autogen pe o cantitate de 500 g, timp de 5; 10; 15 și 20 min. Materialul fin, sub 0,5 mm, constituit preponderent din montmorillonit, reprezintă 12 — 18% din masa probei supuse încercării. Materialul grob, indiferent de timpul de măcinare, prezintă doar accidental pelicule superficiale de minerale argiloase.

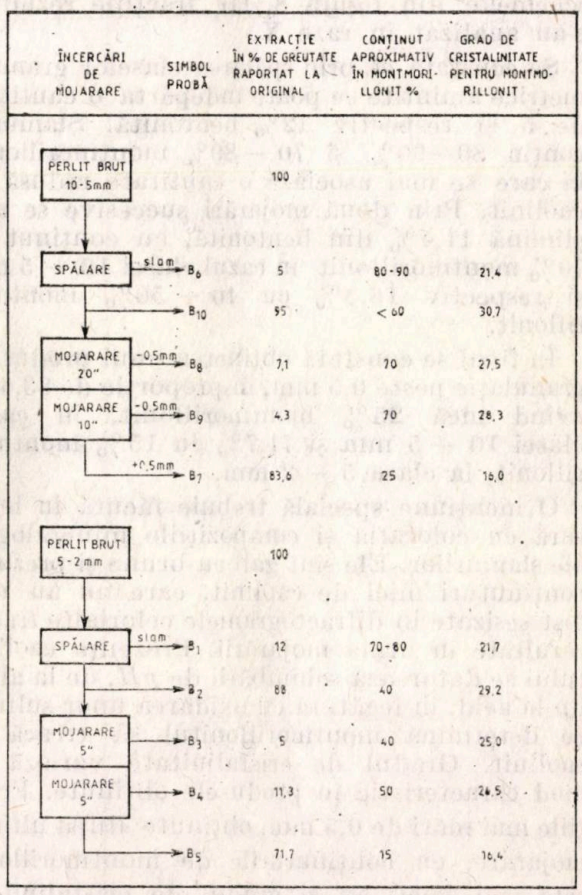


Fig. 8. Încercări pe clas granulometrice.

Măcinarea clasei 5 — 2 mm s-a efectuat în cazul unei probe de 300 g, folosindu-se drept corpuri de măcinare fragmente de perlit de 20 mm, timp de 5; 10; 15 și 20 min. În urma sitării materialului rezultat s-au obținut două produse, unul constituit din material fin, preponderent montmorillonitic, și unul grob (peste 0,5 mm), cu o granulometrie mai uniformă decît materialul original. Au fost separate și fragmente de silex, cu diametre în jur de 1 cm și conture angulare, rezultate probabil în procesul de bentonitizare, prin punerea în libertate a SiO_2.

S-au făcut încercări și pe proba a 2-a, mai puțin friabilă și alterată, deci cu o rezistență la măcinare mult mărită, folosindu-se 250 g corpuri de măcinare din perlit, cu diametrul de 15 — 20 mm. În cadrul clasei granulometrice 10 — 5 mm, la timpii de măcinare 5; 10 și 20 min, a rezultat o fracție fină (sub 5 mm) de 2,35; 5 și respectiv 5,65%. Din clasa 5 — 2 mm a rezultat după 10 și 30 min. un material fin, reprezentînd 5 și respectiv 10%.

3. *Încercări de mojarare*

Au fost efectuate încercări pe clasele 10 — — 5 mm și 5 — 2 mm ale probei nr. 1, conform schemelor din figura 8, iar fracțiile rezultate s-au analizat în raze X.

Se constată că prin spălarea claselor granulometrice amintite se poate îndepărta o cantitate de 5 și respectiv 12% bentonită. Șlamurile conțin 80—90% și 70 — 80% montmorillonit, la care se mai asociază o cantitate redusă de caolinit. Prin două mojarări succesive se mai elimină 11,4% din bentonită, cu conținut de 70% montmorillonit în cazul clasei 10 — 5 mm și respectiv 16,3% cu 40 — 50% montmorillonit.

În final se constată obținerea unui produs cu granulație peste 0,5 mm, în proporție de 83,6%, avînd încă 25% montmorillonit, în cazul clasei 10 — 5 mm și 71,7% cu 15% montmorillonit, la clasa 5 — 2 mm.

O mențiune specială trebuie făcută în legătură cu coloratia și compozițiile mineralogice ale șlamurilor. Ele sînt galben-brune și prezintă conținuturi mici de caolinit, care nu au mai fost sesizate în difractogramele celorlalte fracții rezultate în urma mojarării. Prezența caolinitului se datorează schimbării de *pH*, de la alcalin la acid, în legătură cu oxidarea unor sulfuri, ce determină montmorillonitul să treacă în caolinit. Gradul de cristalinitate variază în mod caracteristic în produsele obținute. Fracțiile mai mari de 0,5 mm, obținute după ultima mojarare, cu conținuturile de montmorillonit cele mai mici, au și gradul de cristalinitate cel mai scăzut. Explicația poate fi pusă în legătură cu existența în perlit a montmorillonitului fin cristalizat și neextras din masa perlitelor fine. Cristalinitatea cea mai ridicată este observată la perlit după spălare, înainte de mojarare. Această situație poate fi explicată pe seama existenței montmorillonitului larg cristalizat pe suprafețele de fisurație ale perlelor încă neseparate. În sfîrșit, gradul relativ scăzut de cristalinitate al montmorillonitului din cele două șlamuri poate fi urmare a instabilității acestui mineral pe fisurile mai largi, în condițiile supergene, ca urmare a circulației descendente a apelor.

4. *Încercări de spălare și de limpezire*

Spălarea și limpezirea s-au efectuat pentru toate cele patru probe prelevate din cariera Mujdeni, pe diferite clase granulometrice. Spălarea s-a executat fie sub jet de apă — fără rezultate deosebite—, fie prin atriție, iar șlamurile rezultate au fost supuse determinărilor, pe baza cărora s-au trasat curbele de limpezire. Fragmentele alterate (argilizate) sînt prezente în toate clasele granulometrice. La clasele grobe, aceste particule sînt mai rezistente (au rămas la dimensiuni mai mari în urma sfărî-

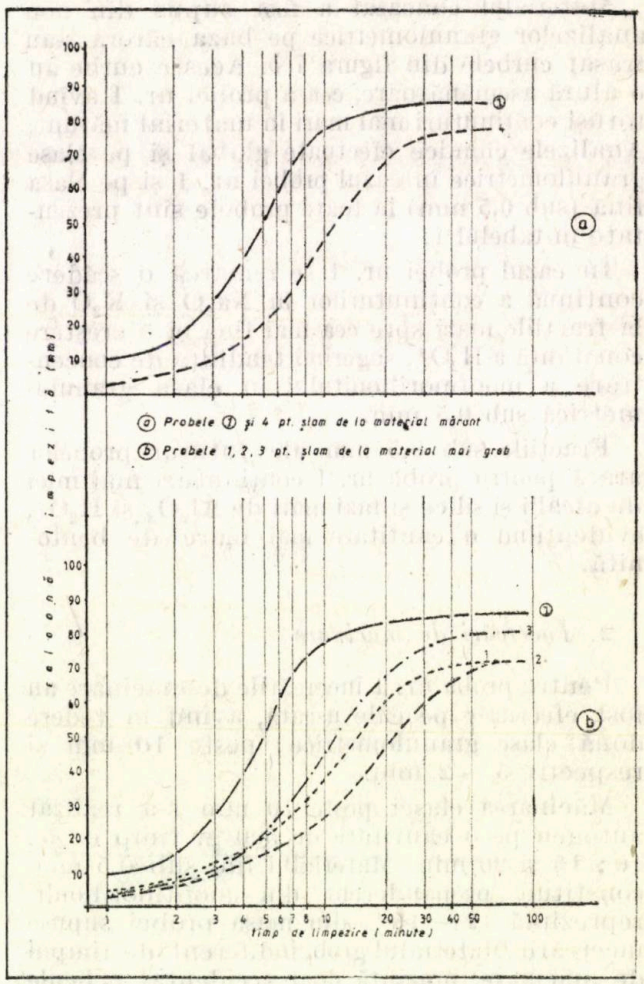


Fig. 9. Curbe de limpezire.

Tabelul 2

Clasa granulometrică, mm	Compoziția chimică pe clase granulometrice a probei 1, %							
	H_2O^-	H_2O^+	PC	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	Na_2O	K_2O
>10	1,92	4,63	4,90	69,90	14,25	2,77	2,10	3,38
10—5	7,50	4,85	5,02	70,20	15,25	2,48	1,95	3,57
5—2	1,90	5,10	5,30	69,85	14,45	2,50	1,97	3,56
2—1	2,44	5,41	5,65	70,00	15,12	1,65	1,84	3,36
1—0,5	3,33	5,71	5,95	69,45	15,55	1,85	1,68	2,95
<0,5	4,26	6,09	6,20	69,95	15,60	1,78	1,47	2,53
Material brut				69,90	15,04	2,17	1,85	3,21
Proba	**Compoziția chimică a claselor fine (sub 0,5 mm)**							
1	4,26	6,09	6,20	69,95	15,60	1,78	1,47	2,53
2	2,66	5,00	5,04	71,50	14,50	1,57	1,93	3,00
3	1,31	5,28	5,48	70,85	14,15	1,55	2,15	3,74
4	2,21	5,55	5,65	70,98	13,95	1,60	1,87	3,39

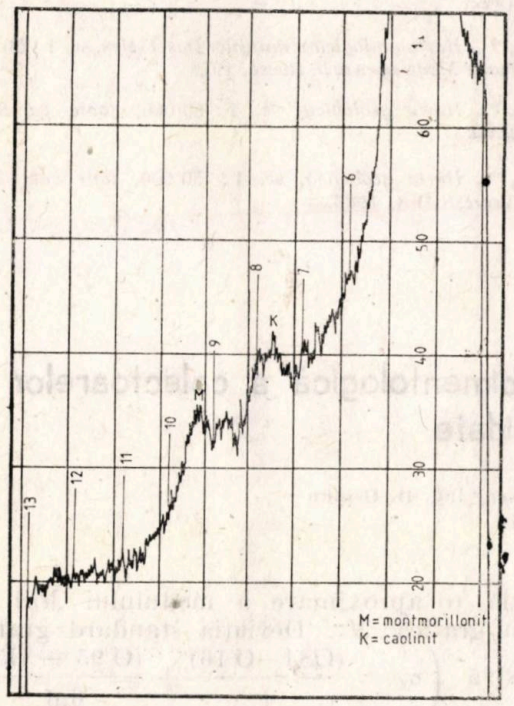


Fig. 10. Difractograma probei de șlam B_1.

mării) și, firesc, se comportă asemănător și în cazul spălării cu agitare mecanică, rezultînd 8 — 15% șlam față de clasele fine, cînd procentul crește la 18—20% pentru probele 2; 3; 4 și pînă la 30% în cazul probei nr. 1. Clasele sub 0,5 mm au compoziție diferită, probele 2; 3 și 4 conținînd preponderent perlit mărunțit, în timp ce la proba 1 predomină bentonita limonitizată. În figura 9 *a* sînt reprezentate curbele de limpezire ale șlamurilor probelor 1 și 3, rezultate la spălarea clasei fine, sub 0,5 mm, în care se observă cum curba probei 1, cu conținut mai ridicat de bentonită, prezintă viteze mai mari de limpezire ca urmare a aglutinării montmorillonitului.

În figura 9*b* sînt prezentate curbele de limpezire a șlamurilor probelor 1; 3 și 4, rezultate la spălarea claselor 2 — 1 mm, constatîndu-se o limpezire mai lentă, mai uniformă în comparație cu curba probei nr. 1 de la clasa sub 0,5 mm repetată aici pentru comparație.

Produsele rezultate la spălare au fost analizate chimic, conținuturile fiind redate în tabelul 2. Din conținuturile chimice rezultă că șlamul 1 are valori mult mai ridicate de H_2O decît celelalte probe, în timp ce alcaliile au valorile cele mai mici, de 0,6% Na_2O și 1,02% K_2O. Se remarcă și faptul că silicea are cea mai coborîtă valoare (67,23%), iar alumina este foarte ridicată (19,27%). Rezultă că acest șlam 1, cu comportare diferită și în cazul limpezirii, se apropie cel mai mult de compoziția bentonitei. Analiza prin difracție în raze X evidențiază, alături de conținutul maxim de montmorillonit, și un conținut redus de caolinit provenit probabil prin alterarea supergenă a montmorillonitului (fig. 10).

Concluzii

În urma studiului efectuat prin observații mineralogice, analize chimice și în raze X, prin încercări de sfărîmare, măcinare, mojarare, spălare și limpezire asupra perlitului bentonitizat din cariera Mujdeni — Orașu Nou, unde se extrage împreună cu perlitul și bentonita, fără a se valorifica, se desprind următoarele concluzii:

— studiul microscopic evidențiază diferite stadii și tipuri de alterare (argilizare) ale perlitului bentonitizat, care arată posibilitatea separării celor două componente — perlitul și ben-

tonita, în două cazuri, respectiv al apariției difuze a mineralelor argiloase de-a lungul texturii fluidale, precum și în situația alterărilor combinate (dispunere atît după sistemele de fisuri sferulitice, cît și după planele de orientare a longulitelor), separarea componentelor este imposibilă;

— încercările efectuate (de sfărîmare și măcinare selectivă, spălare și limpezire) au căutat să speculeze diferența de friabilitate a bentonitei și perlitului;

— rezultatele obținute au arătat că, deși este foarte greu să se obțină componentele ca două produse ale separării (și în două cazuri imposibil), se pot realiza produse îmbogățite în perlit prin eliminarea bentonitei în fracția fină, sub 0,5 mm, eventual pierderea reprezentînd o cantitate de numai 10 — 15% din bentonită;

— se impune obținerea produsului îmbogățit în perlit într-o cantitate suficientă, care să permită testarea calității sale comparativ cu perlitul propriu-zis, iar în cazul obținerii de rezultate comparabile să se reia și să se detalieze cercetările de preparare în vederea stabilirii unor tehnologii aplicabile industrial.

Bibliografie

[1] Cosma, R. ș. a. *Cercetarea perlitelor și a produselor finite de perlit din zăcămîntul Orașu Nou, jud. Satu Mare.* Universitatea București, 1986.

[2] Fischer, R. V., Schmincke, H. *Les ignimbrites. Les roches volcaniques. Pétrologie et cadre structural.* Ed. M. Girod, Doin Editeurs, Paris, 1978.

[3] Hâncu Laura, Marinescu, M., Mălăresu, I. *Cercetări privind posibilitățile de valorificare a perlitului expandat micronizat și prepararea perlitului bentonitizat.* Universitatea București, 1988.

[4] Mercuș, D. ș. a. *Cercetări geologice și de valorificare a bentonitelor și perlitelor din zăcămîntul Orașu Nou, jud. Satu Mare.* Universitatea București, 1984.

[5] Mercuș, D. ș. a. *Cercetări geologice și de valorificare a bentonitelor și perlitelor din zăcămîntul Orașu Nou, jud. Satu Mare.* Universitatea București, 1985.

[6] Nicolici, A., Kato, A. C., Stănică Gabriela *Documentație cu calculul rezervelor de bentonită de la Orașu Nou—Mujdeni (jud. Satu Mare) pentru data de 01.01.1985.* I.P.E.G. Maramureș, Baia Mare, 1985.

[7] Thorez, J. *Practical identification of clay minerals.* Ed. G. Lelotte, Dijon, 1976.

[8] *** *Harta geologică a României*, sc. 1 : 1 000 000, 1966.

[9] *** *Harta geologică*, sc. 1 : 200.000, foaia Baia Mare, 1967.

[10] *** *Harta geologică a munților Oaș-Țibleș*, sc. 1 : 50 000, *foaia Mediești Aurit-Racșa*, 1979.

[11] *** *Harta geologică*, sc. 1 : 50 000, *foaia 6d Seini*, 1980.

[12] *** *Harta geologică*, sc. 1 : 50 000, *foile 6ab, Turț-Negrești Oaș*, 1986.

Progrese în caracterizarea textural-sedimentologică a colectoarelor granulare consolidate

Dr. ing. C. Vinogradov, ing. A. Mondescu, ing. D. Deșanu
I.C.P.P.G. Cîmpina

Studiul proprietăților texturale (dimensiunea, forma, modul de aranjare spațială /packing/ a granulelor) poate contribui într-un mod specific la caracterizarea colectoarelor granulare consolidate.

Referirile la liantul (ciment sau matrice) care ocupă spațiile intergranulare completează în mod necesar un astfel de studiu.

Analiza granulometrică se execută pe secțiuni subțiri prin citirea a 200 de diametre maxime aparente pentru fiecare secțiune.

Prezentarea grafică a datelor de analiză granulometrică se face pe histograme și pe curbe cumulative cu ordonata în scară Gauss (de probabilitate) și cu abscisa în unități phi (Ø). Din curba cumulativă (fig. 1) se extrag valorile necesare studiului statistic (Ø5; Ø16; Ø50; Ø84; Ø95). Granulația medie a unui colector se poate exprima prin mediană *Md*, clasa modală (o aproximare a modulului *Mo*) sau media grafică *Mz*. Deviația standard grafică inclusivă $\left(\sigma_I = \frac{(Ø84-Ø16)}{4} + \frac{(Ø95-Ø5)}{6,6}\right)$ servește la aprecierea gradului de sortare al colectorului folosind următoarele corespondențe:

$\sigma_I < 0,35$ sortare foarte bună;

$\sigma_I = 0,35 - 0,50$ sortare bună;

$\sigma_I = 0,50 - 0,80$ sortare moderat bună;

$\sigma_I = 0,80 - 1,40$ sortare moderată;

$\sigma_I = 1,40 - 2,00$ sortare slabă;

$\sigma_I = 2,00 - 2,60$ sortare foarte slabă;

$\sigma_I > 2,60$ sortare extrem de slabă.

Aspecte ale curbelor cumulative în funcție de gradul de sortare sînt redate în figura 1.

Cu studiul formei granulelor se ocupă morfometria. În mod curent parametrii morfometrici de angulozitate și de rotunjire se exprimă prin referire la comparatoare vizuale. Forma

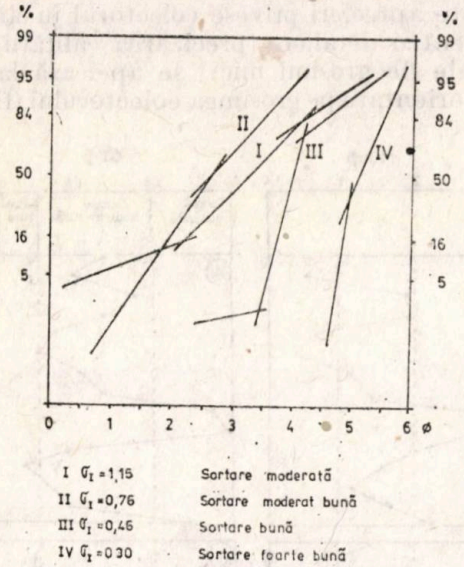


Fig. 1. Aspecte ale curbelor cumulative, în funcție de gradul de sortare.

cristalelor și gradul de cristalinitate al cimentului permit separarea texturilor idiotopice, xenotopice, hipidiotopice, respectiv a texturilor afanocristaline, foarte fin, fin, mediu și grosier cristaline.

Referiri detaliate la parametrii expuși mai sus se pot găsi în lucrările lui Anastasiu, Jipa, 1983, Vinogradov și colab., 1983, Anastasiu, 1988.

Referitor la modalitatea de aranjare spațială a granulelor într-un colector interesează în mod special gradul de densitate (packing). Acesta se deduce pe baza următorilor indici.

● Indicele de contact I_{CT}, care exprimă numărul mediu de contacte per granulă, după formula :

$$I_{CT} = \frac{0_{n0} + 1_{n1} + 2_{n2} + 3_{n3} + \ldots M_{nm}}{\sum n},$$

unde :

0, 1, 2, 3, ... M sînt coeficienții pentru clasele cu zero contacte, respectiv cu 1, 2, 3, ... M contacte per granulă ;

n_0, n_1, n_2, n_3, n_m — numărul de granule din clasa respectivă ;

$\sum n$ — numărul total de granule.

● Indicele de condensare I_{CD}, care exprimă densitatea granulelor în contact, după formula :

$$I_{CD}\% = \frac{G_{CT}}{\sum G} \cdot 100,$$

unde :

G_{CT} este numărul granulelor în contact ;

$\sum G$ — numărul total de granule măsurate.

● Indicele tip contact I_{TC} care exprimă calitatea contactelor (raportate la cele patru situații posibile = contact tangențial, liniar, concav-convex și sutural), utilizînd formula :

$$I_{TC} = \frac{(a + 2b)}{a - b},$$

unde :

a este numărul de contacte tangențiale (punctiforme) ;

b — numărul de contacte strînse (liniare, concav-convexe, suturale).

Corelarea și interpretarea datelor de analiză texturală

În cazul colectoarelor granulare care beneficiază de un carotaj mecanic dens, se pot preciza tipurile secvențiale (pozitive, negative,

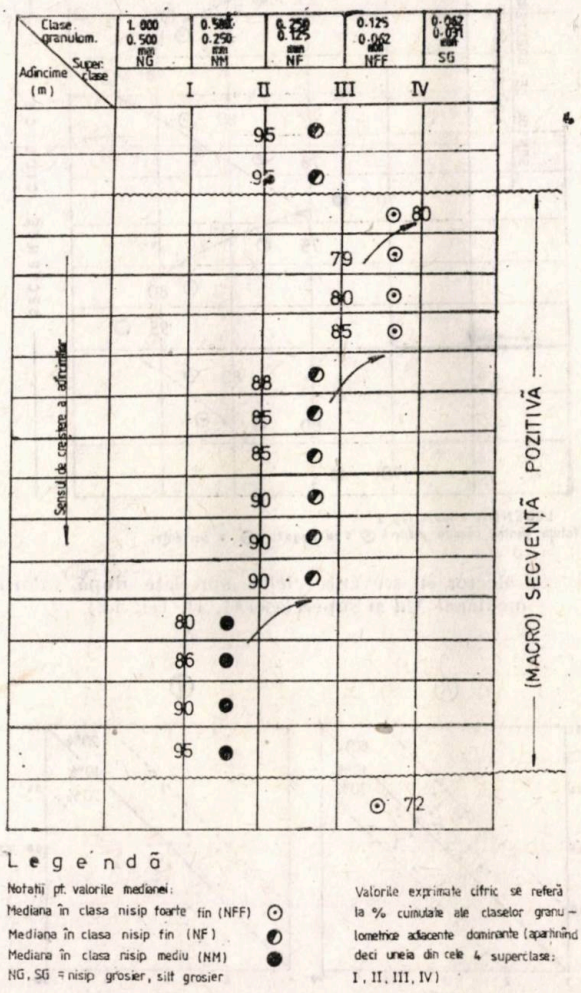


Fig. 2. Colector cu secvență pozitivă, apreciată după valorile medianei Md și superclasei (I, II, III, IV).

ciclice). Aprecierea secvenței se poate face după valorile medianei *Md* sau ale superclasei (care rezultă din cumularea procentajelor a două clase granulometrice adiacente dominante în distribuția granulometrică și se notează cu cifre romane: I, II, III, IV).

În figurile 2 și 3 sînt prezentate o secvență pozitivă (care imaginată în poziție inversă ar reprezenta o secvență negativă) și o secvență ciclică în funcție de valorile medianei, în paralel cu valorile superclaselor.

În figura 4 sînt prezentate relațiile dintre granulația medie exprimată prin mediană *Md* și sortare prin valorile deviației standard σ_I. Cazul A este favorabil proprietăților de colector (abateri spre sortări mai bune în 60% din cazuri), în timp ce cazul B este nefavorabil (abateri spre sortări mai slabe în 70% din cazuri).

Aceste aprecieri privesc colectorul în ansamblu; pentru detaliere (precizarea calității unor intervale de grosimi mici) se apelează la diagrame orientate pe grosimea colectorului (fig. 5).

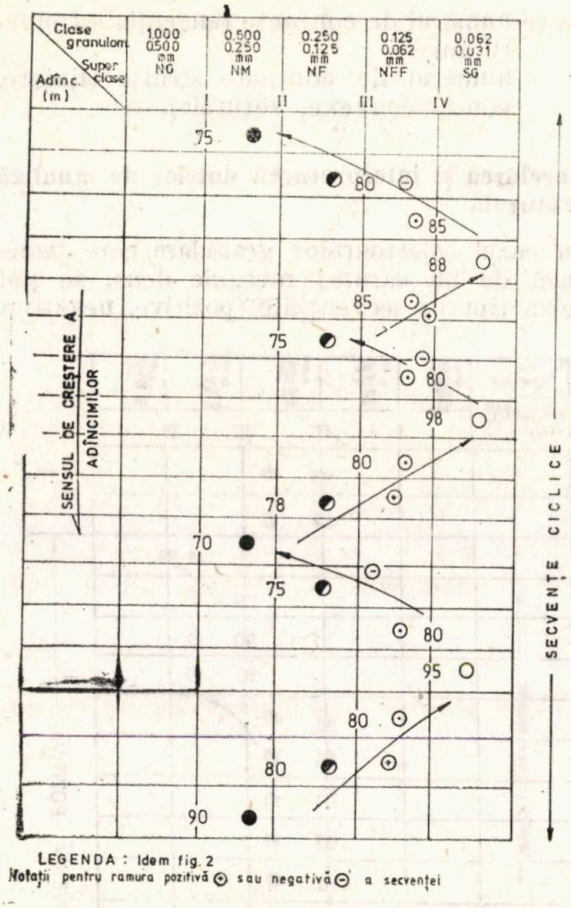


Fig. 3. Colector cu secvențe ciclice apreciate după valorile medianei *Md* și superclasei (I, II, III, IV).

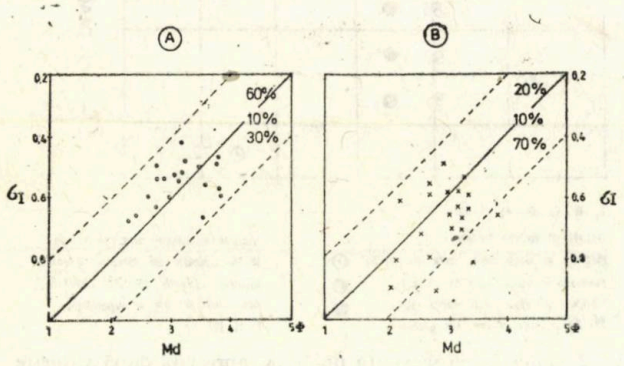


Fig. 4. Relații între mediana *Md* și sortare σ_I.

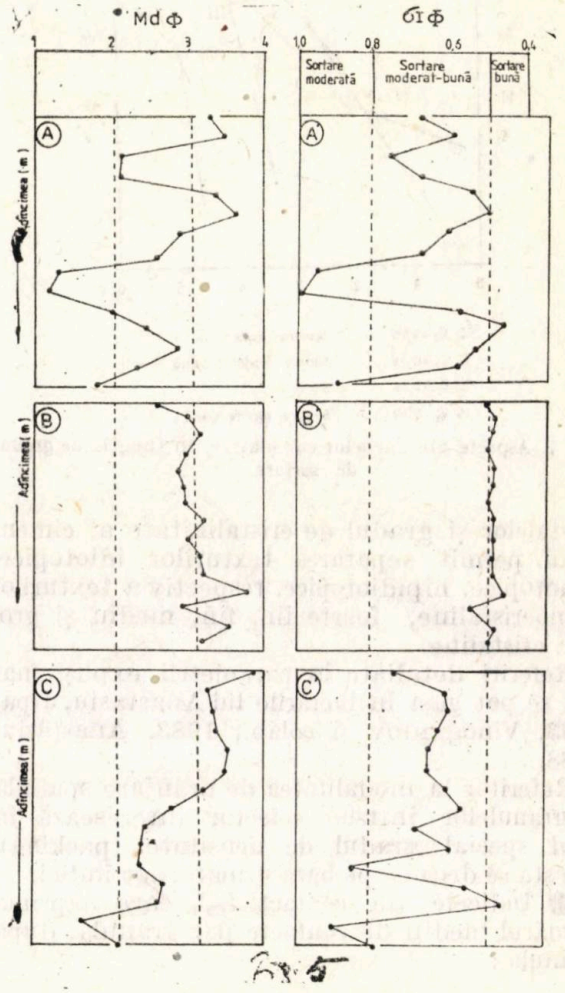


Fig. 5. Relații între mediana *Md* și sortare σ_I pe grosimea colectorului.

În cazul A—A′ se constată relații normale între *Md* și sortare (exprimată prin σ_I), respectiv creșterea gradului de sortare în paralel cu creșterea finețe granulometrice a colectorului; în cazul B—B′ o sortare constant bună în condițiile în care valorile medianei sînt discret variabile, iar în cazul C—C′ predomină sortările slabe chiar și în intervalele cu granulație fină. Situația B—B′ este favorabilă colectorului, iar situația C—C′ este nefavorabilă.

În cazul unui carotaj mecanic continuu sau foarte des, se pot preciza și microsecvențe în cadrul colectorului. Situarea sortărilor bune în

baza microsecvențelor pozitive sau la partea superioară a microsecvențelor negative se constituie în cazuri favorabile colectorului.

În ceea ce privește gradul de compactare a colectorului, se admite că acesta crește o dată cu creșterea adîncimii de îngropare.

Intervine însă un corectiv, și anume răspunsul specific al obiectului compactării (colectorul), în funcție de granulația medie, sortare, vîrstă etc. Indicii cei mai sensibili la creșterea adîncimii de îngropare sînt indicele de contact I_{CT} și indicele de condensare I_{CD}, în timp ce indicele tip contact I_{TC} se modifică sensibil numai la diferențe mari ale adîncimii de îngropare sau de vîrstă geologică. Din aceste motive, cele mai bune rezultate (pretabile la prognozări) se obțin prin tratarea cu discernămînt a colectorului în funcție de un context geologic concret (vîrsta formațiunii, tipul bazinului de sedimentare, adîncimea maximă de îngropare, istorie tectonică).

Tabelul 1

Aprecierea colectoarelor după punctajul textural (pentru adîncimi mici și medii de îngropare).

Granulometrie	10	8	6	4	2
Md_φ	NM 0,500 - 0,250	NF 0,250 - 0,125	NFF 0,125 - 0,062	SG 0,062 - 0,031	SM 0,031 - 0,0156
Sortare σ_1	10 F. bună <0,35	8 Bună 0,35 - 0,50	6 Moderat bună 0,50 - 0,80	4 Moderată 0,80 - 1,40	2 Slabă >1,40
Compactare I_{CT}	10 <0,3	8 0,3 - 0,7	6 0,7 - 1,00	4 1,00 - 2,00	2 >2,00
Compactare I_{CD}	10 f. slabă <25%	8 slabă 25 - 50%	6 medie 50 - 70%	4 puternică 70 - 90%	2 f. puternică 90 - 100%
Compactare I_{TC}	10 1 - 1,2	8 1,2 - 1,4	6 1,4 - 1,6	4 1,6 - 1,8	2-0 ✧ 1,8 - 2,0
VAL MAX.	50	48	46	44	42
VAL MIN.	16	14	12	10	8

✧ Se acordă 2 puncte dacă predomină contactele liniare
Se acordă 1 punct dacă predomină contactele concav-convexe
Se acordă 0 puncte dacă predomină contactele suturale

(NG) NISIP GROSIER	52	F. BUN	43	BUN	35	MEDIU	26	SLAB 18
(NM) NISIP MEDIU	50	F. BUN	41	BUN	33	MEDIU	24	SLAB 16
(NF) NISIP FIN	48	F. BUN	39	BUN	31	MEDIU	22	SLAB 14
(NFF) NISIP F. FIN	46	F. BUN	37	BUN	29	MEDIU	20	SLAB 12

Un model demonstrativ, utilizat cu bune rezultate la colectoarele situate la adîncimi mici și medii de îngropare, de la care se poate porni în aprecierea texturală a colectoarelor granulare este prezentat în tabelul 1. În cadrul fiecărui parametru textural (clasă granulometrică, sortare, compactare) se acordă un punctaj (cifrele încercuite) în funcție de aprecierea acordată intervalelor (menționate dedesubtul punctajului) separate în cadrul parametrului respectiv. În acest fel se obțin pentru fiecare clasă granulometrică un punctaj maxim și unul minim (specificat în baza fiecărei coloane). În final se compară punctajul obținut, în cazul particular studiat, cu valorile care definesc diverse calități de colector (menționate în partea de jos a tab. 1), ținînd seama de clasa granulometrică în care se încadrează. Pentru clarificare se oferă două exemple.

1. Colector cu $Md = 0{,}150$ mm (clasa granulometrică = nisip fin), $\sigma_1 = 0{,}40$, $I_{CT} = 0{,}8$, $I_{CD} = 75\%$, $I_{TC} = 1{,}3$ pentru care se acordă punctajul: $8 + 8 + 6 + 4 + 8 = 34$, ceea ce permite încadrarea în categoria colector bun (la clasa granulometrică nisip fin).

2. Colector cu $Md = 0{,}100$ mm (clasa granulometrică = nisip foarte fin), $\sigma_1 = 0{,}35$, $I_{CT} = 0{,}3$, $I_{CD} = 35\%$, $I_{TC} = 1{,}2$ pentru care se acordă punctajul: $6 + 9 + 9 + 8 + 9 = 41$, ceea ce permite încadrarea în categoria colector foarte bun (la clasa granulometrică nisip foarte fin). Se observă din acest exemplu că se acordă punctaje intermediare în cazurile care se înscriu pe valori de limită ale intervalelor (de exemplu punctaj 9 pentru $\sigma_1 = 0{,}35$ și $I_{CT} = 0{,}3$).

Pentru colectoarele granulare situate la adîncimi mari de îngropare ($> 4\,500 - 5\,000$ m) intervin modificări importante ale parametrului de compactare.

Indicele de contact I_{CT} trebuie considerat în clase care să țină seama de valorile frecvent mari ($1 - > 6$) întîlnite în aceste condiții de adîncime. Indicele de condensare I_{CD} devine nerelevant, avînd constant valori de 100%. El va fi înlocuit cu clase grupate în funcție de raportul spațiu granular/spațiu intergranular. Indicele tip contact I_{TC} va fi reprezentat prin clase grupate după criteriul calității contactelor strînse (liniare, concav-convexe, suturale) luate separat (și nu raportate global la numărul de contacte tangențiale ca în formula utilizată pentru adîncimi mici și medii).

Limitele detaliate și valorile maxime și minime ale claselor texturale, în scopul aprecierii colectoarelor granulare situate la adîncimi mari de îngropare, vor constitui obiectivul unei lucrări viitoare.

Cu aceasta se încheie o primă etapă, mai puțin studiată în literatura de specialitate, în aprecierea calității unui colector granular. Obiectivul celei de-a doua etape îl formează studiul spațiului intergranular care reprezintă o valoare constantă, ireversibilă după încheierea procesului de litificare. Acesta constituie, în mod teoretic, maximul de spațiu (mai exact de volum) care poate înmagazina fluide. El este măsurabil la microscop, fiind ocupat parțial sau total de ciment sau matrice. Măsura în care acesta rămîne liber, disponibil fluidelor, reprezintă măsura porozității, determinabilă prin metode petrofizice.

Bibliografie

[1] Anastasiu, N. *Petrologie sedimentară*. Ed. Tehnică, București, 1988.

[2] Anastasiu, N., Jipa, D. *Texturi și structuri sedimentare*. Ed. Tehnică, București, 1983.

[3] Houseknecht, D. D. *Assessing the Relative Importance of Compaction Processes and Cementation to Reduction of Porosity in Sandstones*. Americ. Assoc. Petrol. Geol., Bull., 71, 6, p. 633–642, 1987.

[4] Scherer, M. *Parameters Influencing Porosity in Sandstones: A Model for Sandstone Porosity Prediction*. Americ. Assoc. Petrol. Geol., Bull., 71, 5, p. 485–491, 1987.

[5] Vinogradov, C. ș.a. *Petrologia aplicată a rocilor detritice*. Ed. Academiei R.S.R., București 1983.

O metodă complexă de cercetare a depunerii sărurilor în procesul exploatării zăcămintelor de gaze

Prof. dr. ing. **I. D. Pârcălăbescu,**
docent cand. șt. tehn. **M. M. Bilețkii***
șef lucr. dr. chim. **Floarea Manea**
șef lucr. ing. **I. Nistor**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

În etapele finale ale exploatării zăcămintelor de gaze și de gaze cu condensat au apărut [2] condiții de formare a depunerilor de săruri în țevile de extracție. Apariția depunerilor de sare este asociată [2] de prezența apei în curentul de curgere.

Procesul de apariție a depunerilor de sare s-a explicat [2] prin următoarele:

— formarea anumitor „ingredienți" în soluțiile apoase, prin contactarea apelor de diferite compoziții chimice;

— reducerea solubilizării sărurilor, prin micșorarea presiunii parțiale a CO_2-ului în amestecul gaz-lichid;

— reducerea solubilizării sărurilor, prin micșorarea temperaturii și presiunii în condițiile de mișcare a fluidului bifazic;

— insuficiența umidității în afluxul bifazic și vaporizarea apei, prin variația temperaturii și presiunii în curgerea fluidului bifazic.

Apariția depunerilor de săruri în țevile de extracție conduce la reducerea debitului sondelor, la creșterea diferenței dintre presiunea în țevile de extracție și cea de la coloana de exploatare și ea se detectează direct prin șablonarea țevilor de extracție.

Apariția depunerilor de săruri în strat sau în zona de filtru a sondelor pînă în prezent nu a fost tratată în literatura de specialitate pentru zăcămintele de gaze. Această situație s-ar putea asocia de creșterea numărului de cauze care conduc la apariția, în spațiul de pori al colectorului, a procesului de formare a cristalelor din amestecul bifazic gaz-lichid, precum și de greutățile de detectare directă a depunerilor.

Pentru explicarea cauzelor care conduc la apariția depunerilor de săruri în zona de filtru a fost creată de către noi o metodă complexă de analiză directă sau indirectă a influenței factorilor-parametri din procesul de formare a cristalelor [2; 12; 15; 17].

În acest scop s-a analizat dinamica variației caracteristicilor productive ale sondelor din zăcămîntul de gaze și gaze cu condensat de la Șebelinka — Ucraina, de-a lungul perioadei de exploatare (fig. 1–5).

La baza analizei a fost pusă ecuația de mișcare a gazelor în sondă, care caracterizează pierderile de energie din procesul de filtrație [5], prin relația:

$$p_{str}^2 - p_f^2 = AQ + BQ^2, \tag{1}$$

în care:

$$A = \frac{\mu_{str} \cdot Z_{str} \cdot T_{str} \cdot p_{at}}{\pi \cdot k \cdot h \cdot T_{at}} \ln \frac{R_c}{r_s}; \tag{2}$$

$$B = \frac{\rho_{at} \cdot Z_{at} \cdot p_{at} \cdot T_{str}}{2 \cdot \pi^2 \cdot 1 \cdot h^2 T_{at}} \left(\frac{1}{r_s} - \frac{1}{R_c} \right). \tag{3}$$

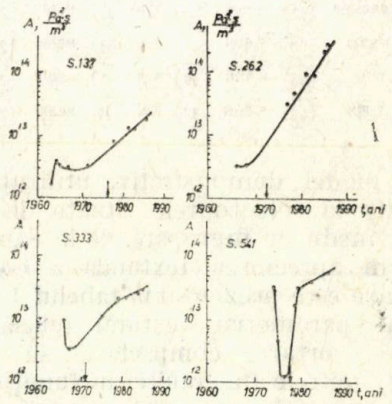


Fig. 1. Variația parametrului A în decursul exploatării.

* Institutul de Petrol și Gaze din Ivano Frankovsk, R. S. S. Ucraineană.

Prin punerea în exploatare a sondei, stratul în zona de filtru se curăță de impuritățile apărute în procesul de foraj, ceea ce conduce la reducerea coeficientului A (fig. 1 și 2). În cazul că în strat și în zona de filtru apare procesul de depunere a sărurilor, această depunere conduce la variația structurii spațiului de pori și deci determină creșterea coeficientului A, atunci cînd saturația în apă a colectorului scade sub limita critică. Această situație este ilustrată (fig. 1) de dinamica variației coeficientului A, în timpul exploatării, pentru majoritatea sondelor. În figura 1, prin săgeți, s-a marcat timpul apariției depunerilor de săruri în țevile de extracție, ceea ce a condus la creșterea însemnată a mărimilor parametrului A.

O cercetare mai detaliată a fost făcută asupra sondei 60. În figura 2*a* se redă variația coeficientului A, coeficient ce depinde (ec. 2) de parametrii variabili și constanți, din procesul de exploatare, parametri ce determină mărimea coeficientului de rezistență gazodinamică. De aceea apare ca indicat să fie analizat fiecare parametru variabil care influențează mărimea lui A, fapt ilustrat în figurile 2*b* și 2*c*.

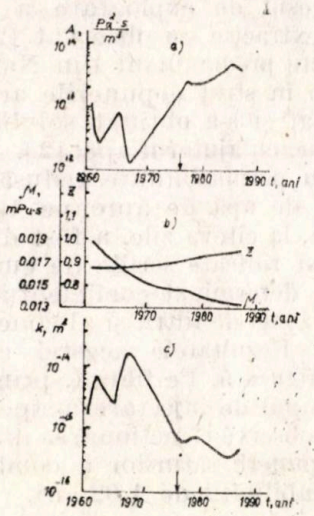


Fig. 2. Variația parametrilor A, μ, Z, k în decursul exploatării, pentru sonda 60.

În stadiul inițial al exploatării coeficientul de permeabilitate în zona de filtrație crește (fig. 2*c*), dar după apariția depunerilor de săruri în țevile de extracție k începe să scadă accentuat. Această situație explică indirect variația structurii spațiului de pori, deci posibilitatea reducerii parțiale a porozității, datorată apariției sărurilor. Însă, reducerea permeabilității din zona de filtru ar mai putea proveni și din :

a) rearanjarea împachetării particulelor minerale, în cazul rocilor neconsolidate-necimentate, datorată reducerii presiunii de strat, care influențează și presiunea litostatică ; **b**) antrenarea apei interstițiale din zonele îndepărtate, sub formă de „ceață", datorată vitezelor ridicate de filtrație în zona de filtru.

Apare indicat să cercetăm dacă prin reducerea temperaturii și presiunii din sistem nu apar condiții de formare a cristalelor. În acest scop au fost ridicate curbele de variație a temperaturii și presiunii de-a lungul liniilor de curent.

Distribuția de presiune s-a determinat cu relația [5] :

$$p_x = \sqrt{p_f^2 + \frac{\mu_{str} \cdot Z_{str} \cdot T_{str} \cdot p_{at}}{\pi \cdot k \cdot h \cdot T_{at}} \cdot Q \ln \frac{R_c}{r_s} + \frac{\rho_{at} \cdot Z_{str} \cdot p_{at} \cdot T_{str}}{2 \cdot \pi^2 \cdot 1 \cdot h^2 \cdot T_{at}} \cdot Q^2 \cdot \left(\frac{1}{r_s} - \frac{1}{R_x}\right)}, \quad (4)$$

în care :

R_x este distanța de la sondă la punctul X din strat.

Distribuția de temperatură, de-a lungul liniei de curent, a fost determinată prin relația [5] :

$$T_x = T_{str} - \Delta T = T_{str} - D_i (p_{str} - p_x) \cdot \frac{\ln \left[1 + \frac{G \cdot C_p}{\pi \cdot h \cdot C_r \cdot r_s^2}\right]}{\ln \frac{R_x}{r_s}}, \quad (5)$$

în care :

D_i este coeficientul Joule-Thomson ;
G — debitul masic de gaze ;
C_p — căldura specifică a gazelor în condiții de strat ;
C_r — căldura specifică a colectorului ;
h — grosimea de strat ;
τ — timpul de lucru al sondei în regim cvasistabilizat.

Calculele, pentru două regimuri distincte de lucru, sînt ilustrate în figura 3. Se poate observa, pe curbe, că variația însemnată a pantei apare în zona cu rază inferioară mărimii de 1 m. Prin faptul că presiunea exercită o influență

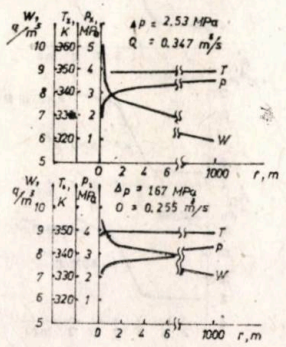


Fig. 3. Variațiile presiunii, temperaturii și umidității funcție de loc, pentru regimuri de funcționare diferite, la sonda 60.

nesubstanțială asupra dizolvării sărurilor în apă, rezultă că depunerea de săruri este substanțial influențată de temperatură. În același timp, temperatura și presiunea exercită influență asupra variației concentrației apei în gaze.

În figura 3 se redă variația concentrației apei în gaze W de-a lungul liniei de curent. Din distribuție se poate observa că în zona îndepărtată umiditatea gazelor, la p și T de zăcământ, este mai scăzută decît în zona de filtru și, de aceea, în circulația gazelor în strat, apariția deficitului de umiditate este compensată de vaporizarea apei. Prin aceasta, într-un anumit moment de exploatare, apare creșterea concentrației de săruri în apa interstițială, care în continare conduce la apariția sărurilor. Acest proces poate să aibă loc și în zona îndepărtată, în situația epuizării energetice a zăcămîntului. De exemplu, în procesul de exploatare al sondei 60 umiditatea gazelor în condiții de strat a crescut de la 2,75 la 7,1 g/m³. Compensarea reducerii umidității a avut loc pe seama vaporizării apei interstițiale.

În felul acesta și în strat, dar mai ales în zona de filtru, există condiții pentru „vaporizarea umidității" și apariția cristalizării sărurilor. Cel mai intensiv proces se desfășoară în zona inferioară [illegible]mii de 1 m.

În afară de aceasta, din analiza curbelor din figura 3 rezultă că intensitatea de vaporizare a umidității, care este determinată de mărimea deficitului de umiditate, se poate regla prin regimul de acționare asupra parametrilor de exploatare ai sondei.

Dinamica variației coeficientului permeabilității, separat pentru zona îndepărtată și cea a filtrului, este determinată de metoda de cercetare a sondei. Pentru aceasta s-a construit un număr de curbe pentru diferite momente de timp (fig. 4). Pe curbe se separă clar două sectoare liniare, care caracterizează două zone cu diferite permeabilități.

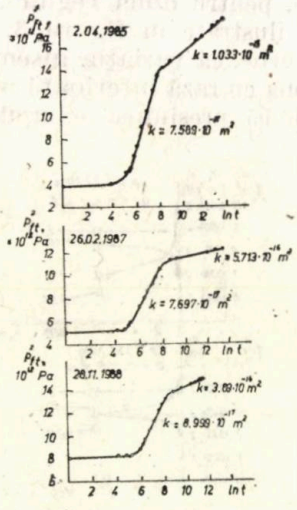


Fig. 4. Curbe de restabilire a presiunii în sonda 60 și variația permeabilității în diferite zone în timpul exploatării.

Presupunînd că :

$$p_{f''}^2 - p_{f'}^2 = \frac{Q \cdot \mu_{str} \cdot T_{str} \cdot Z_{str} \cdot p_{at}}{2 \cdot \pi \cdot k \cdot h \cdot T_{at}} (\ln t'' - \ln t'), \quad (6)$$

unde :

$p_{f''}$ și $p_{f'}$ reprezintă valori de presiune la momentele de timp t'' și t'.

Prin utilizarea curbelor s-a determinat coeficientul de permeabilitate pentru zona îndepărtată și pentru zona de filtru, la diferite momente din exploatarea sondei (fig. 5).

Folosind ecuația [5] :

$$R_x = r_s + \sqrt{\frac{k \cdot p_{str}}{\mu \cdot m} \cdot t_x}, \quad (7)$$

s-a determinat limita zonei cu cea mai redusă permeabilitate. Calculele au arătat că raza acestei zone variază de la 0,608 la 0,876 m și crește o dată cu creșterea depresiei asupra stratului și a debitului sondei (fig. 3).

În procesul de exploatare a sondelor, în țevile de extracție s-a observat [2] că sărurile sînt formate predominant din NaCl. Se presupune că și în strat depunerile ar fi analoage. S-a încercat și s-a obținut solubilizarea sărurilor depuse, cu ajutorul apei [2]. În acest scop în zona cu permeabilitate redusă s-a injectat un volum de apă de aproape 100 m³, după care sonda, la cîteva zile, a fost drenată și din nou au fost ridicate seriile de curbe de cercetare și s-a determinat coeficientul de permeabilitate al zonei de filtru și al zonei îndepărtate din strat. Rezultatele acestei cercetări sînt redate în figura 5. Pe figură, prin săgeată, s-a marcat timpul de injectare a apei. Din reprezentare se observă că acționarea directă, cu apă, asupra depunerii sărurilor a condus la creșterea permeabilității de 1,92 ori.

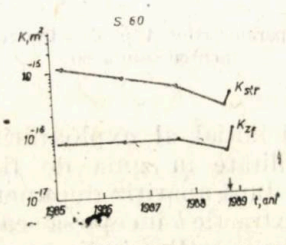


Fig. 5. Variația permeabilității în strat și în zona de filtru, înainte și după tratarea sondei 60.

S-a menționat anterior că în depunerile de săruri componenta predominantă este NaCl. În scopul cunoașterii detaliate a problematicii puse s-a preconizat un studiu microstructural asupra apelor de zăcămînt și sărurilor care se obțin din ele prin evaporare, în condiții de laborator. S-au prelevat probe de apă de zăcă-

mînt din sondele menţionate în tabelul 1. Probele s-au luat la două date distincte, în timpul exploatării intensive (februarie) şi în timpul sezonului cald (mai). S-au analizat probele de apă aşa cum au fost obţinute din sonde, notate în tabel prin „naturală". Aceleaşi probe au fost trecute prin hîrtie de filtru pentru îndepărtarea suspensiilor, probe notate în tabel prin „filtrată". Pentru sondele 60 şi 522 au fost recoltate probe după perioade diferite de tratare cu apă a sondelor, pentru îndepărtarea depunerii sărurilor [2]. Determinările de densitate ρ, a pH-lui şi a conductibilităţii electrice ε arată variaţii în structura apelor analizate.

S-a procedat la determinarea compoziţiei chimice a probelor menţionate în tabelul 1.

Tabelul 1

Analiza fizico-chimică a apelor de zăcămînt

SONDA Nr.	PERIOADA DE TRATARE A SONDEI CU APĂ: în săptămîni	DATA RECOLTĂRII / NATURA PROBEI	ρ, Kg/m³	pH	ε, μs	Na^+	K^+	Ca^{2+}	Mg^{2+}	Cl^-	SO_4^{2-}
						mg/l					
522	1,5-2	febr.1989 filtrată	1199,3	3,3	190	-	-	-	-	-	-
	1,5-2	febr.1989 naturală	1211,2	4,8	180	69000	371	31562,8	25048,8	203000	324,5
60	4-5	febr.1989 filtrată	1147,2	4,7	175	-	-	-	-	-	-
	4-5	febr.1989 naturală	1147,6	4,8	160	68000	248	13627,2	9940	148000	545,8
	4-5	mai 1989 naturală	1137,0	-	-	-	-	-	-	-	-
489	-	febr.1989 filtrată	1127,9	4,6	170	-	-	-	-	-	-
	-	febr.1989 naturală	1132,2	5,0	165	62800	236	10020,0	8609,28	113000	342,3
	-	mai 1989 naturală	1094,0	-	-	-	-	-	-	-	-

– au s-a determinat

Analiza datelor permite să se menţioneze, pentru ionii de participare majoră, predominarea sodiului şi clorului, în subordonare aflîndu-se calciul şi magneziul. Reţine atenţia participarea potasiului.

Sărurile obţinute prin evaporare, în condiţii de laborator, au fost supuse cercetării roentgenostructurale [4; 19; 23], pentru determinarea reţelelor cristaline prezente în ele, şi apoi cercetării chimico-spectrale de emisie, metodei semicantitative, pentru a se cunoaşte în detaliu elementele chimice componente [1; 7; 13; 14; 20].

Difractogramele din figurile 6–8 pun în evidenţă prezenţa următoarelor reţele cristaline.

● NaCl, pikurile principale — parametrul d/n de la 2,82 Å/100, 1,99 Å/55 — este reţeaua cristalină predominantă în probele analizate, apreciind după parametrul I al intensităţii undei difractate;

● $2K_2CO_3 \cdot UO_2CO_3$ — pikurile 5,81/100; 2,67/85; 6,13/100 (la numitor se indică mărimea parametrului I), această reţea cristalină avînd participare mai ridicată în probele din sondele 486 şi 60;

● $UO_4 \cdot 2H_2O$ — cu parametrii 5,22/100; 4,39/35; 3,79/35, reţea prezentă în proporţie însemnată în sonda 522;

● $C_2O_8U \cdot 6H_2O$ — cu parametrii 6,21/100; 7,70/40; 5,33/30 — are o participare însemnată în toate probele analizate;

● UO_2F_2 — cu parametrii 5,18/100; 3,51/60; 2,10/60 — are o participare ridicată în sarea din sonda 60;

● $Na_2(UO_2)_2V_2O_8$ — cu parametrii 6,04/100; 5,12/60; 4,16/80 — reţea predominantă în proba din sonda 489.

S-au prezentat numai principalele reţele cristaline, cu participare însemnată, pentru a nu se încărca spaţiul grafic, dar mai sînt şi alte combinaţii ale uranilului în sărurile analizate. Oscilaţiile mărimilor parametrilor d/n şi I se explică prin substituirile ionice, multitudinea ionilor fiind de reţinut din datele tabelelor 1 şi 2.

Din analiza chimico-spectrală de emisie s-au menţionat în tabelul 2 numai elementele care pun în evidenţă radioactivitatea apelor de zăcămînt şi pe cele asociate de argile.

Prezenţa elementelor chimice U, Th, Pb, Bi ilustrează prezenţa în aceste ape a seriilor radioactive [6; 10; 11; 18; 24] ale: uraniului ($4n + 2$), thoriului ($4n$), actinouraniului ($4n + 3$) şi neptuniului ($4n + 1$) cu membrii finali stabili Pb şi Bi. În afara acestor serii sînt prezente şi cuplurile radioactive Re–Os, Sm–Nd (linia λ 4424,34Å a Sm interferează cu linia $\lambda = 4425{,}44$Å a Ca, acesta din urmă este în cantitate net mai ridicată în apele de zăcămînt şi de aceea nu a putut fi menţionată

Tabelul 2

Analiza chimico-spectrală de emisie

Sarea din sonda nr...	U	Th	Pb	Bi	Re	Os	Nd	La	In	Sn	Ca	Ti	K	W	Y	Pr	Gd	Lu	Ce	Ru	Rh	Ag	Te	Fe	Co	Ni	Mn	Mg
	Lungimea de undă a liniei spectrale „în Å																											
	4382,1	4391,1	3683,5	4832,8	3680,5	3262,3	4446,8	3949,5	3256,1	4524,7	3968,5	3186,5	3217,0	4074,4	4374,9	4179,2	4327,1	3507,4	4574,3	3498,9	3339,1	3798,7	4574,3	3261,5	3405,1	3423,7	4033,1	3329,3
	Parametrul spectral I_x-I_f																											
S.522, febr., F	1,4	0,7	0,8	4,0	0,4	1,7	2,3	1,2	1,2	0,4	0,5	2,4	0,4	0,8	3,5	5	4,1	1,5	2,2	1,7	0,5	0,8	1,4	0	0,7	1,0	0,8	0,2
S.522, febr., N	4,8	7,7	0,8	16,2	1,1	6,7	2,7	6,8	8,9	9,9	9,3	6,0	0,6	4,8	4,0	6,8	5,8	5,8	3,2	6,8	3,0	6,5	3,7	2,2	6,2	2,3	0,8	5,4
S. 60, febr., F	2,9	5,6	2,4	4,3	0,5	1,7	1,8	1,8	2,1	0,7	0,7	2,0	0,4	0,9	3,5	4,5	5,2	1,9	2,2	3,0	1,5	0,5	2,4	0	0,4	0,4	2,4	1,8
S. 60, febr., N	3,7	6,8	0,7	4,3	0,4	2,0	2,2	1,2	2,1	0,4	0,5	2,3	0,4	0,6	4	4,9	5,5	1,9	2,1	2,3	2	0,8	2,7	0	0,8	0,9	0,7	0,7
S. 60, mai, N	3,9	6,2	0,9	4,9	0,5	2,3	2,5	1,8	2,8	0,8	0,7	2,1	0,4	0,9	5,1	5	5,6	2,1	2	2,2	0,4	0,8	2,8	0	1,1	1,8	0,9	1,6
S.489, febr., F	0,7	1,5	1,3	4,0	0,4	5,8	0,7	2,4	4,2	1,0	1,1	4,7	1,2	1,5	0,9	1,0	0,2	2,8	1,2	3,4	2,8	4,0	1,3	2,8	1,3	2,5	1,3	2,8
S.489, febr., N	1,2	1,8	2,8	18,2	0,8	7,8	3,2	6,0	4,4	4,0	2,8	5,4	1,0	4,1	1,4	8,5	0,2	5,0	1,4	7,1	2,8	1,8	1,9	2,2	4,7	5,3	2,8	2,5
S.489, mai, N	2,2	2,1	3,4	18,0	1,4	5,6	4,2	7,5	5,4	5,8	2,4	6,1	1,8	3,0	2,3	12,8	5,1	3,7	3,8	8,3	2,8	3,0	2,3	0	5,1	2,2	3,4	4,3

F - filtrată; N - naturală

linia caracteristică pentru Sm), La–Ce (Ce nu s-a menţionat în tabelul 2 tot din cauza interferenţei liniei lui caracteristice $\lambda = 4222{,}6$Å cu a Ca de la $\lambda = 4226{,}7$Å), In–Sn, punînd în evidenţă vîrsta „înaintată" — precambriană [21; 24] a acestor ape de zăcămînt, cuplul Ca–Ti, de „aceeaşi" vîrstă", şi cuplul K–Ca „ceva mai tînăr", de vîrsta U (tab. 3). Prezenţa W resubliniază vechimea „foarte îndepărtată" a acestor ape.

Este cunoscut că ^{235}U, prin dezintegrare, generează o serie specifică [6; 8; 9; 10; 11], din care în tabelul 2 sînt adăugate şi elementele Y, Pr, Gd, Lu din grupul lantanidelor, Ru,

Tabelul 3

Proprietăți ale unor izotopi

ELEMENTUL CHIMIC	STAREA DE CLARK, în p.p.m.*	IZOTOPUL RADIOACTIV	CONȚINUTUL RADIOIZOTOPULUI ÎN AMESTECUL NATURAL, %	IZOTOPUL STABIL	CONȚINUTUL IZOTOPULUI STABIL ÎN AMESTECUL NATURAL, %	DURATA MEDIE DE VIAȚĂ A RADIOIZOTOPULUI, în ani	ENERGIA DE IRADIERE, în MeV **			
							α	β^-	γ	e^-
U	3-4	$^{238}_{92}U$	99,28	$^{206}_{82}Pb$	25,52	$6,5 \cdot 10^9$	4,18	–	0,048	0,045
		$^{235}_{92}U$	0,714	$^{207}_{82}Pb$	21,11	$1,03 \cdot 10^9$	4,39	–	0,143	–
Th	10-15	$^{232}_{90}Th$	100	$^{208}_{82}Pb$	52,38	$2,00 \cdot 10^{10}$	3,98	–	0,075	0,06
Re	0,05	$^{187}_{75}Re$	62,93	$^{187}_{76}Os$	1,64	$3,92 \cdot 10^{11}$	–	0,04	–	–
W	2,1	$^{180}_{74}W$	0,126	–	–	$3,06 \cdot 10^{18}$	3,2	–	–	–
Lu	0,75	$^{176}_{71}Lu$	2,6	$^{176}_{72}Hf$	5,23	$3,24 \cdot 10^{10}$	–	0,4	0,27	–
Sm	6,5	$^{147}_{62}Sm$	15,07	$^{143}_{60}Nd$	12,2	$9,04 \cdot 10^{10}$	2,2	–	–	–
Nd	24	$^{150}_{60}Nd$	5,6	$^{150}_{62}Sm$	7,47	$6,74 \cdot 10^{18}$	–	0,011	–	–
La	18	$^{138}_{57}La$	0,089	$^{138}_{58}Ce$	0,25	$9,56 \cdot 10^{10}$	–	1	0,8	–
Sn	2	$^{124}_{50}Sn$	6,11	$^{124}_{52}Te$	4,51	$4,06 \cdot 10^{16}$	–	1,5	–	–
In	0,11	$^{115}_{49}In$	95,77	$^{115}_{50}Sn$	0,35	$0,80 \cdot 10^{15}$	–	0,65	–	–
Ca	3,63	$^{48}_{20}Ca$	0,179	$^{48}_{22}Ti$	73,45	$2,7 \cdot 10^{16}$	–	β^-	–	–
K	2,59	$^{40}_{19}K$	0,012	$^{40}_{20}Ca$	96,92	$7,63 \cdot 10^9$	–	1,325	1,459	–

* după [1]
** după [6;10]

Rh, Cs, precum și celelalte elemente de la finele tabelului asociate, în principal, de argile [14; 19], dar întîlnite și în apele marine [3; 22] și în cele ale zăcămintelor de hidrocarburi [13; 20; 24].

Din compararea mărimilor parametrului spectral $I_t - I_f$, care de fapt oglindește gradul de participare a elementelor [1; 7; 13; 14], se pot formula următoarele:

— sărurile obținute din apele „naturale" prezintă concentrații mai ridicate ale elementelor chimice, prin comparație cu probele „filtrate" și aceasta datorită prezenței în probele naturale a argilelor coloidale [4; 19] din grupa montmorillonitului (seriile 18Å; 22Å), a cloritului (14 Å) și interstratificărilor lor de tip M + C sau C + M, prezente în difractogramele de raze X: două din figura 6; două din figura 7 și două din figura 8;

— apele „filtrate" conțin elemente radioactive, întîlnite frecvent în apele marine [3; 22], cu mențiunea că în apele de zăcămînt participarea lor este mai însemnată [13; 20; 24];

— argilele coloidale au o participare mai ridicată în probele prelevate în timpul sezonului rece, cînd intensitatea de exploatare a zăcămîntului este net mai ridicată.

Din cauza interferenței liniei caracteristice $\lambda = 4424{,}34$ Å, a Sm cu $\lambda = 4425{,}44$ Å a Ca, nu s-a putut menționa în tabelul 2 parametrul spectral $I_t - I_f$, dar prezența Sm o ilustrăm prin ciclul Sm—Nd în felul următor:

$^{147}_{62}Sm \xrightarrow{\alpha} {}^{143}_{60}Nd$, izotop stabil, cu o participare în amestecul natural de 12,2 %;

$^{152}_{62}Sm \xrightarrow{\alpha} {}^{148}_{60}Nd$, izotop stabil, cu o participare în amestecul natural de 5,72 %;

$^{150}_{60}Nd \xrightarrow{\beta^-} {}^{150}_{61}Pm \xrightarrow{\beta^-} {}^{150}_{62}Sm$, izotop stabil, cu o participare în amestecul natural de 7,47 %.

S-a insistat asupra Sm pentru că, alături de U, Th, W (tab. 3), este un generator de α-particule intensiv, care participă alături de dezintegrarea celorlalți radionuclizi, asigurînd

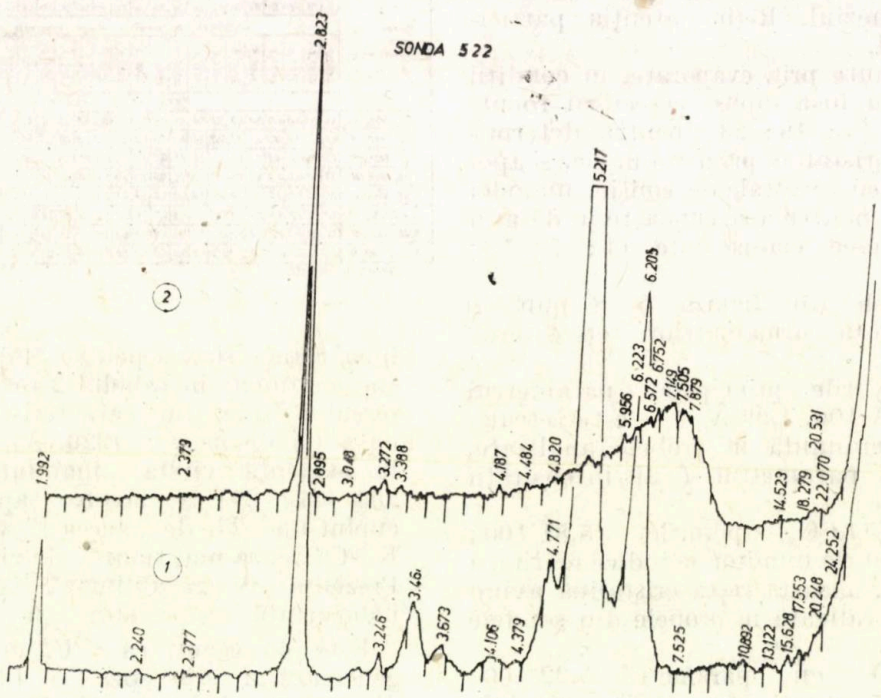


Fig. 6. Difractograme de raze X pentru probele sondei 522.

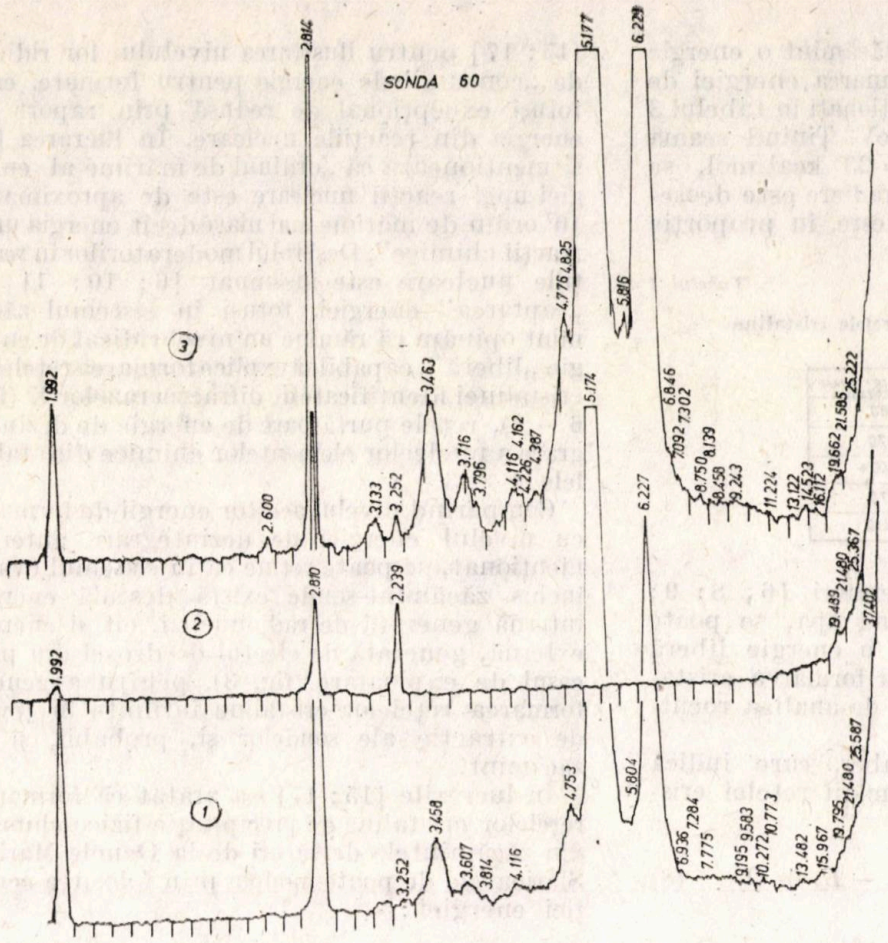


Fig. 7. Difractograme de raze X pentru probele sondei 60.

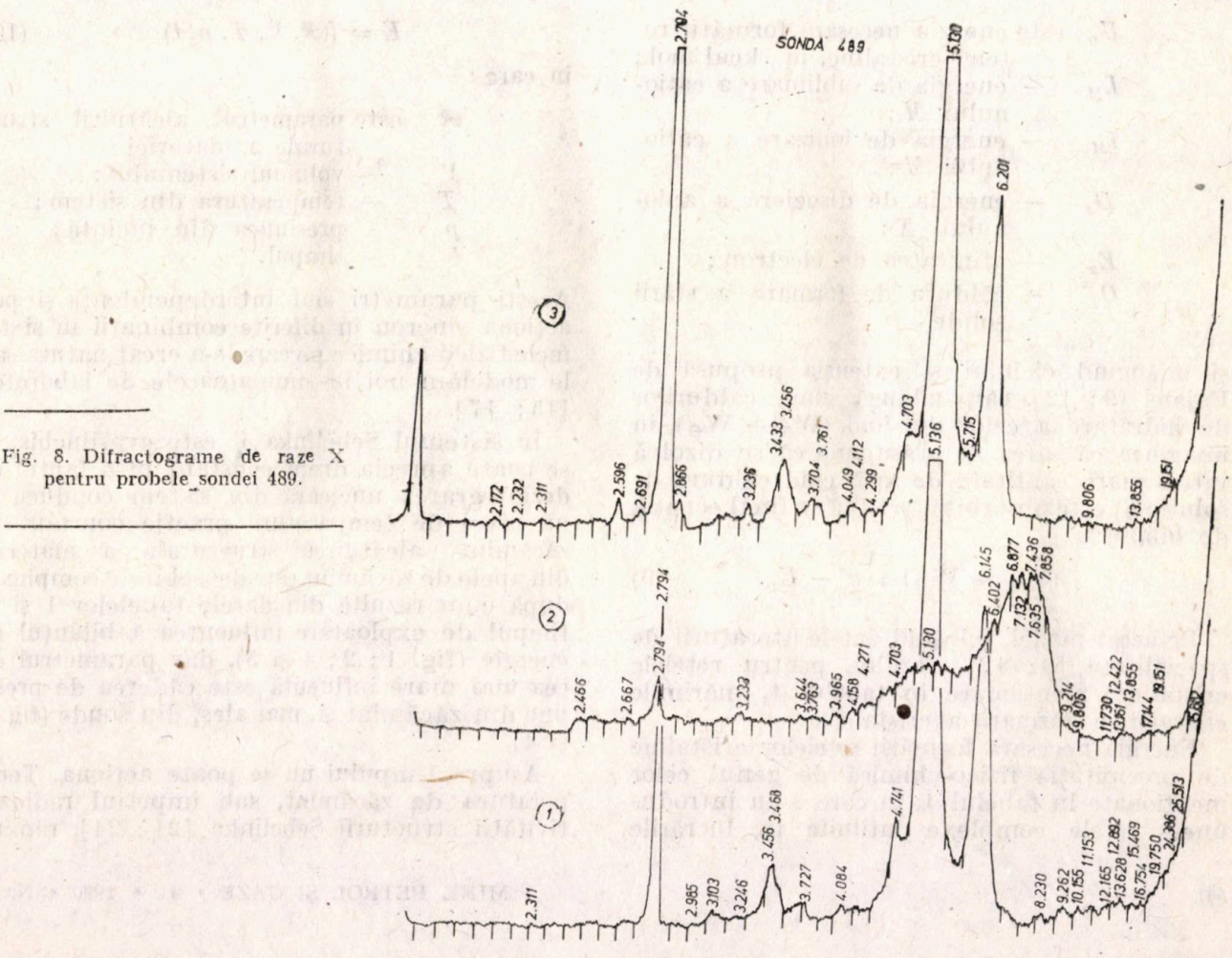


Fig. 8. Difractograme de raze X pentru probele sondei 489.

sistemului cvasiînchis din zăcămînt o energie deosebit de însemnată. Însumarea energiei de iradiere a radionuclizilor menționați în tabelul 3 atinge mărimea de 25,77 MeV. Ținînd seama de faptul că 1 eV/atom = 23 kcal/mol, se poate aprecia că energia de iradiere este deosebit de însemnată și deși ea este, în proporție

Tabelul 4

Energia de formare a unor rețele cristaline

REȚEAUA CRISTALINĂ	ENERGIA DE FORMARE în kcal/mol
$NaCl$	180
K_2CO_3	370
$2K_2CO_3UO_2CO_3$	740+
$Na_2CO_3H_2O$	470
$3K_2CO_32CaCO_36H_2O$	2412

însemnată, captată de moderatori [6; 8; 9; 11; 20; 24], principalul fiind apa, se poate reține că în sistem se află o energie liberă însemnată, care poate genera formarea cristalelor din sărurile menționate de analiza roentgenostructurală.

Folosind ciclul Born—Haber, care indică nivelul energiei necesare formării rețelei cristaline:

$$U_0 = L_M + I_M + {}^1/_2D_x - E_x + Q_f \qquad (8)$$

în care:

U_0 este energia necesară formării rețelei cristaline, în kcal/mol;
L_M — energia de sublimare a cationului M;
I_M — energia de ionizare a cationului M;
D_x — energia de disociere a anionului X;
E_x — afinitatea de electron;
Q_f — căldura de formare a stării solide

și adăugînd ciclului și extensia propusă de Fajans [9; 12], care adaugă suma căldurilor de hidratare a celor doi ioni ($W_\oplus + W_\ominus$), în imaginea că sarea se presupune că se dizolvă într-o mare cantitate de apă, cînd căldura de soluție q' este absorbită, rezultă în final ecuația de bilanț:

$$(W_\oplus + W_\ominus) = q' - U_0. \qquad (9)$$

Pe acest model, folosind datele literaturii de specialitate [9; 12], rezultă, pentru rețelele cristaline, menționate în tabelul 4, mărimile energiei de formare a cristalelor.

Energia necesară formării rețelelor cristaline de precipitație fizico-chimică de genul celor menționate în tabelul 4, în care s-au introdus unele rețele complexe întîlnite în lucrările [15; 17] pentru ilustrarea nivelului lor ridicat de „consum" de energie pentru formare, este totuși excepțional de redusă prin raport cu energia din reacțiile nucleare. În lucrarea [9] se menționează că „ordinul de mărime al energiei unei reacții nucleare este de aproximativ 10^7 ordin de mărime mai mare decît energia unei reacții chimice". Deși rolul moderatorilor în reacțiile nucleare este însemnat [6; 10; 11] în „captarea" energiei, totuși în sistemul zăcămînt opinăm că rămîne un nivel ridicat de energie „liberă", capabil să explice formarea rețelelor cristalinei identificate de difracția razelor X (fig. 6 — 8), rețele purtătoare de energie de dezintegrare a nucleelor elementelor chimice din tabelele 1 — 3.

Comparînd nivelul acestor energii de formare, cu nivelul energiei de dezintegrare anterior menționat, se poate reține că în sistemul cvasiînchis zăcămînt-sonde există destulă energie internă generată de radionuclizi, cît și energie externă, generată de efectul de drosel din procesul de exploatare (fig. 3), pentru a genera formarea rețelelor cristaline întîlnite în țevile de extracție ale sondelor și, probabil, și în zăcămînt.

În lucrările [15; 17] s-a arătat că formarea rețelelor cristaline de precipitație fizico-chimică din zăcămintele de săruri de la Ocnele Mari și Slătioarele de poate modela prin folosirea ecuației energiei:

$$E = f(\mathcal{R}, V, T, p, t) \qquad (10)$$

în care:

$\mathcal{R}$ este parametrul alcătuirii structurale a materiei;
V — volumul sistemului;
T — temperatura din sistem;
p — presiunea din incintă;
t — timpul.

Acești parametri sînt interdependenți și pot acționa sincron în diferite combinații în sistemele fizico-chimice pe care le-a creat natura sau le modelăm noi în simulatoarele de laborator [15; 17].

În sistemul Șebelinka V este cvasiînchis, T se poate aprecia drept constant prin faptul că dezintegrarea nucleară din sistem conduce la un nivel de temperatură practic constant în zăcămînt, alcătuirea structurală a materiei din apele de zăcămînt este deosebit de complexă, după cum rezultă din datele tabelelor 1 și 2, timpul de exploatare influențează bilanțul de energie (fig. 1; 2; 4 și 5), dar parametrul cu cea mai mare influență este căderea de presiune din zăcămînt și, mai ales, din sonde (fig. 3 și 4).

Asupra timpului nu se poate acționa. Temperatura de zăcămînt, sub imperiul radioactivității structurii Șebelinka [21; 24], rămîne

constantă. Volumul sistemului zăcămînt-sonde se poate aproxima drept cvasiconstant și atunci variabilele cu influență în dinamica sistemului rămîn căderea de presiune și alcătuirea structurală a materiei și asupra lor se poate acționa în procesul tehnologic al exploatării.

Prevenirea formării rețelelor cristaline întîlnite în sonde și, probabil, și în zăcămînt (fig. 4) reclamă evitarea căderilor însemnate de presiune (fig. 3), pe de o parte, iar injectarea apei în sonde și în zăcămînt (fig. 5) asigură prevenirea formării cristalelor anterior comentate, căci extensia propusă de Fajans, ecuația (9), sprijină din punct de vedere fizico-chimic fundamentarea injectării apei în sonde și în zăcămînt, în scopul evitării formării rețelelor cristaline ale mineralelor de precipitație fizico-chimică în spațiul poros-permeabil al zăcămintelor de gaze și gaze cu condensat.

Radioactivitatea însemnată a apelor de zăcămînt reclamă evitarea „scăpării" lor în circuitul biologic de la zi și, ca atare, ele trebuie injectate în zăcămînt, precum și în scopul evitării depunerilor sărurilor în țevile de extracție și probabil și în zăcămînt.

Injectarea apelor singenezei se impune pentru că în procesul de injecție trebuie să se vegheze asupra păstrării echilibrului ionic în condiții de zăcămînt, în scopul evitării blocării fizico-chimice a colectoarelor de hidrocarburi, blocare datorată intensului schimb de ioni, atunci cînd apele de zăcămînt și cele de injecție sînt discrepante din punctul de vedere al numărului și concentrației ionilor [16].

Bibliografie

[1] Ahrens, L. H., Taylor, S. R. *Spectrochemical analysis.* Addison-Wesley, London, 1961.

[2] Bileţkii, M. M., Bosov, G. P., Iaţkiv, M. P. *Soleotlojenie i evo preduprejdenia Şebelinskom mestorojdenii.* Neftianaia i gazovaia promîşlenosti, Kiev, nr. 2, 1989.

[3] Horne, R. A. *Marine chemistry.* Willey Interscience, New York, 1969.

[4] * * * Index to the powder diffraction file. A. S. T. M., Philadelphia, 1966.

[5] * * * *Instrucția po komplexnomu issledovaniu gazovîh i gazocondensatnîh skvajin.* Red. G. A. Zotov, Nedra, Moskva, 1980.

[6] Keller, C. *Radiohimia.* Atomizdat, Moskva, 1978.

[7] Kler, M. M. *Polukolicestvennîi spektralnîi analiz mineralnovo sîria.* Izd. Leningrad. Universiteta, 1960.

[8] Laskorin, B. H. (redactor). *Himia urana.* Moskva, Nauka, 1981.

[9] Murgulescu, I. G. și colab. *Introducere în chimia fizică.* Ed. Academiei R.S.R., București, 1982.

[10] Nesmeianov A. N., Lapiţkii, A. V., Rudenko, N. P. *Polucenie radioactivnîh izotopov,* G.H.I., Moskva, 1954.

[11] Nesmeianov, A. N. *Radiohimia.* Izd. Himia, Moskva, 1972.

[12] Partington, R. J. *An advanced treataise on physical chemistry.* Longmans, London, 1957.

[13] Pârcălăbescu, D. I. *Contribuție la cunoașterea compoziției chimice a apelor de zăcămînt din structura Moreni—Gura Ocniței.* Petrol și Gaze, **22**, nr. 1, 1971.

[14] Pârcălăbescu, D. I. *Determinarea compoziției chimice a mediului solid din neogenul structurii petrolifere Moreni-Gura Ocniței.* Chimie analitică, **2**, nr. 3, 1972.

[15] Pârcălăbescu, D. I. *Asupra compoziției chimico-mineralogice și a condițiilor de formare a rocilor zăcămîntului de sare gemă de la Ocnele Mari.* Mine, Petrol și Gaze, **32**, nr. 8, 1982.

[16] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Asupra păstrării echilibrului ionic în injectarea apelor în zăcămînt.* Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 3, 1987.

[17] Pârcălăbescu, D. I. *Cercetări roentgenostructurale asupra unor carote extrase din zăcămîntul de săruri de la Slătioarele și unele supoziții de geneză.* Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 7, 1987.

[18] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Oils and radioactivity.* Buletinul Institutului de Petrol și Gaze, Ploiești, XL, nr. 2, 1988.

[19] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Asupra compoziției chimico-mineralogice a mediului solid din structura Mitrofani.* Mine, Petrol și Gaze, **40**, nr. 1, 1989.

[20] Pârcălăbescu, D. I., Manea. F., Brebeanu, Gh., Nistor, I. *Contribuție la cunoașterea compoziției chimice a fluidelor din zăcămîntul dogger al structurii Mitrofani.* Mine, Petrol și Gaze, **40**, nr. 3, 1989.

[21] Romanovici, I. S. *Opît razrabotki şebelinskovo gazovovo mestorojdenia.* Nedra, Moskva, 1967.

[22] Sanama, Th. G., Rankama, K. *Geochimia.* Ed. tehnică, București, 1970.

[23] Thorez, J. *Phyllosilicates and clay minerals.* G Lelotte, Belgique, 1975.

[24] Zverev, V. L., Tokarev, A. N. *Radioizotopnaia geohimia.* Nedra, Moskva, 1980.

Unele dintre efectele energiei acumulate elastomecanostatic în recipientele-butelii presurizate la interior, hidraulic sau pneumatic

Prof. dr. ing. **A. Pavel**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Recipientele-butelii în discuție sînt cele standard, cu capacitatea nominală de 40 l (150 bar), pentru *gaze comprimate*, care fac obiectul prescripțiilor tehnice C 5 din colecția ISCIR și care se testează prin presurizare hidraulică interioară la rece [7; 8]. Potrivit preceptelor clasice [1; 3 — 5], energia E_0 acumulată în aceste recipiente-butelii se poate evalua cu următoarele formule (în J):

— în circumstanțele presurizării interioare *hidraulice* (de ex. cu apă → exponent h);

$$E_0^h = 0{,}5\, p_0^2 V_0 \chi; \qquad (1)$$

— în circumstanțele presurizării interioare *pneumatice* (de ex. cu metan comprimat → exponent p):

$$E_0^p = 0{,}5\, p_0 V_0, \qquad (2)$$

în care: p_0 reprezintă presiunea *manometrică* interioară, în $N/m^2 \rightarrow Pa$ sau bar; $V_0 = 40\,l = 4 \cdot 10^4 cm^3 = 4 \cdot 10^{-2} m^3$ — volumul nominal al unui recipient-butelie; χ — compresibilitatea izotermă a apei ($\chi = 4{,}58 \cdot 10^{-5}\ bar^{-1}$) și, respectiv, a gazelor → metanului ($\chi = p_0^{-1}$).

Valorile $E_0^{h,p}$, obținute cu formulele (1) și (2) pentru diferite trepte ale intensității de presurizare interioară hidraulică sau pneumatică, se redau direct în tabelul 1. Considerîndu-se următoarele călduri de combustie [2; 6]:

● pentru TNT → trinitrotoluen → trotil:

$$q_c = 3\,589{,}5 \text{ kcal/kg} = 15\,029 \text{ kJ/kg}; \qquad (3)$$

● pentru TNG → trinitroglicerină → → dinamită:

$$q_c = 1\,912 \text{ kcal/kg} = 8\,000 \text{ kJ/kg}, \qquad (4)$$

în tabelul 1 se dau și *echivalențele energetice* corespunzătoare (în g).

În alternativa ipotetică a cedării intempestive prin plesnire/spargere a recipientului-butelie, avînd grosime de perete uniformă, aria suprafeței de rupere, respectiv aria casurii A_c, în cm^2 sau mm^2, revenind condițiilor de presurizare *hidraulică* (cu apă → exponent h) sau *pneumatică* (cu metan → exponent p), va fi:

$$A_c^{h,p} = s_0 l_c^{h,p}, \qquad (5)$$

în care: $s_0 = 6$ mm este grosimea nominală standard a peretelui (cilindric al) corpului de recipient-butelie; $l_c^{h,p}$ — lungimea suprafeței de rupere, respectiv lungimea casurii, în cm sau mm, corespunzătoare presurizării hidraulice sau pneumatice.

Așadar, rezultă:

$$l_c^{h,p} = \frac{A_c^{h,p}}{s_0}, \qquad (6)$$

valorile $A_c^{h,p}$, pentru $E_0^{h,p}$ cunoscut, putînd fi obținute direct — în analize *informative* — din figura 2.3 a lucrării [5]. De altfel, aceste valori sînt redate, exemplificativ, în tabelul 1, în care se indică — de asemenea exemplificativ — și valorile concordante $l_c^{h,p}$.

Valorificîndu-se dependențele (1) — (6) și datele tabelului 1 în intercorelare, au fost construite nomogramele din figurile 1 și 2, a căror examinare evidențiază — în principal — următoarele:

1) dependența de presiunea manometrică interioară a energiei acumulate *elastomecanostatic* în recipientele-butelii nominalizate este *liniară* (proporțională), în cazul presurizării lor *pneumatice* și este de tipul unei *funcții de puteri* (de ordinul doi), în cazul presurizării lor *hidraulice*;

2) în intervalul baric $p_0 = 100 \ldots 700$ bar, energia elastomecanostatică, acumulată în reci-

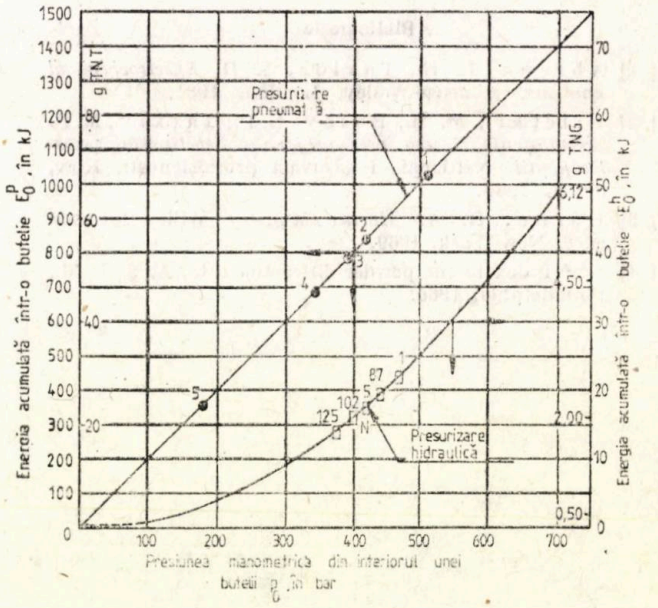


Fig. 1. Dependența de presiunea manometrică interioară a energiei acumulate elastomecanostatic în recipientele-butelii presurizate hidraulic sau pneumatic:

□ — recipientele-butelii (cu simbolurile convenționale 1, 5, 87, 102, 125 și N) testate *distructiv* prin presurizare interioară *hidraulică*; ● — recipientele-butelii (cu simbolurile convenționale *1 ... 5*) testate (*analitic* și *experimental*) prin presurizare interioară pneumatică [9].

Tabelul 1

Energia acumulată în recipientele—butelii și caracteristicile geometrice ale cazurii

p_0, în bar		—	100	150	200	250	300	350	400	450	500	550	600	700
E_0^h, în J		—	1 000	2 250	4 000	6 250	9 000	12 250	16 000	20 250	25 000	30 250	36 000	49 000
E_0^p, în J		—	200 000	300 000	400 000	500 000	60 000	700 000	800 000	900 000	1 000 000	1 100 000	1 200 000	1 400 000
Echivalența energetică, în g	Presurizare hidraulică (apă)	TNG	0,125	0,281	0,500	0,781	1,125	1,531	2,000	2,531	3,125	3,781	4,500	6,125
		TNT	0,067	0,150	0,266	0,416	0,599	0,815	1,065	1,347	1,663	2,013	2,395	3,260
	Presurizare pneumatică (metan)	TNT	13,31	19,96	26,62	33,27	39,92	46,58	53,23	59,88	66,54	73,19	79,85	93,15
		TNG	25	37,5	50	62,5	75	87,5	100	112,5	125	137,5	150	175
A_c^h, în cm² *		—	—	—	10	20	30	35	40	45	50	60	70	90
A_c^p, în cm² *		—	200	300	350	400	500	550	600	700	800	1 000	1 100	1 300
l_c^h, în mm *		—	—	—	167	333	500	583	667	750	833	1 000	1 167	1 500
l_c^p, în m/m *		—	3 330	5 000	5 833	6 667	8 333	9 167	10 000	11 667	13 333	16 667	18 333	21 667

* Valori informative.

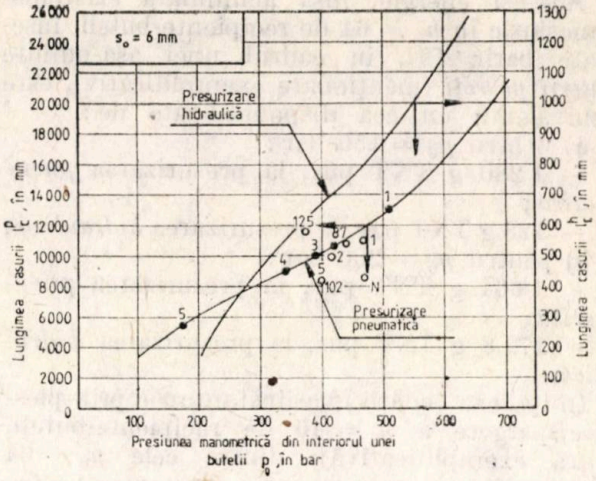


Fig. 2. Dependența de presiunea manometrică interioară a lungimii suprafeței de rupere, respectiv a lungimii cazurii, corespunzătoare recipientelor-butelii presurizate hidraulic sau pneumatic:

○ — recipientele-butelii (cu simbolurile convenționale 1, 5, 87, 102, 125 și N) testate *distructiv* prin presurizare interioară *hidraulică*; ● — recipientele-butelii (cu simbolurile convenționale 1 ... 5) testate *analitic* prin presurizare interioară *pneumatică*.

pientele-butelii, crește de aproape 50 de ori, în alternativa presurizării *hidraulice* și de numai 7 ori, în alternativa presurizării *pneumatice*;

3) în același interval baric, simplexul E_0^p/E_0^h are valori care se diminuează de la 200 pînă la circa 28;

4) dependența de presiunea manometrică interioară a lungimii cazurii, în ipoteza cedării intempestive a recipientelor-butelii prin plesnire/spargere, este *neunivocă* și dificil de precizat;

5) în intervalul baric $p_0 = 200 \ldots 700$ bar, simplexul $A_c^p/A_c^h = l_c^p/l_c^h$ are valori care se diminuează de la 35 pînă la circa 14; prin urmare, $A_c^p \gg A_c^h$, respectiv $l_c^p \gg l_c^h$, ceea ce înseamnă că aria cazurii și, deci, lungimea cazurii sînt considerabil mai mari în alternativa presurizării interioare *pneumatice*, față de cea a presurizării interioare *hidraulice*.

Algoritmul de analiză, care s-a expus sintetic anterior cu privire la energia acumulată elastomecanostatic în recipientele-butelii presurizate la interior și disponibilizată ca atare în momentul unei cedări intempestive prin plesnire/spargere, permite constatarea potrivit căreia *energia dintr-un singur recipient-butelie* este echivalentă cu cea eliberată (disponibilizată) de:

a) pentru $p_0 = 150$ bar:

— 20 g TNT pur, la presurizarea *pneumatică*;

— 2 g TNT pur, la presurizarea *hidraulică*;

b) pentru $p_0 = 200$ bar:

— circa 26 g TNT pur, la presurizarea *pneumatică*;

— circa 2,7 g TNT pur, la presurizarea *hidraulică*.

Aceeași energie, însă acumulată elastomecanostatic în $n_0 = 64$ de recipiente-butelii înseriate baric [9], în cadrul unei așa-numite *baterii pe roți* (menționate exemplificativ), este echivalentă cu cea disponibilizată de :

a) pentru $p_0 = 150$ bar :

— 1 280 g TNT pur, la presurizarea *pneumatică* ;

— 128 g TNT pur, la presurizarea *hidraulică* ;

b) pentru $p_0 = 200$ bar :

— 1 664 g TNT pur, la presurizarea *pneumatică* ;

— 172,8 g TNT pur, la presurizarea *hidraulică*.

În ipoteza cedării cvasiinstantanee prin plesnire/spargere a $n_c = 40$ de recipiente-butelii (cifră exemplificativă), dintre cele $n_0 = 64$ ale bateriei pe roți, energia elastomecanostatică astfel eliberată este echivalentă cu cea disponibilizată de (pentru $p_0 = 150$ bar) :

— circa 1 040 g TNT pur, la presurizarea *pneumatică* ;

— circa 108 g TNT pur, la presurizarea *hidraulică*.

Prin urmare, *detunătura*, care iminent se asociază cu cedarea recipientelor-butelii prin plesnire/spargere, nu se datorește unei explozii propriu-zise [10], ci este consecința firească a disponibilizării cvasiinstantanee și ultrarapide a unei mari cantități de energie, înmagazinate elastomecanostatic în cele $n_c (= 40)$ recipiente-butelii distruse. Se va remarca, în plus, că, din punctul de vedere energetic, presurizarea pneumatică a recipientelor-butelii, la nivelul baric precizat (150 bar și 200 bar), este de aproximativ zece ori mai „puternică" și, deci, *mai periculoasă* decît cea hidraulică.

Considerînd grosimea peretelui cilindric al recipientelor-butelii, presurizate *pneumatic* la interior, la nivelul său nominal $s_0 = 6$ mm și admițînd — într-o primă aproximație — că energia acumulată elastomecanostatic s-ar consuma numai pentru fragmentarea (fără distorsionare geometrică și fără coliziuni ale) recipientelor-butelii respective, rezultă că lungimea *teoretică* a casurii l_c^t, pentru o singură butelie, ar trebui să fie :

$l_c^t = 4\,800$ mm, în cazul cu $p_0 = 150$ bar ;

$l_c^t = 6\,100$ mm, în cazul cu $p_0 = 200$ bar.

Cum, practic, au fost măsurate valori *maxime* $l_{ce}^p \leqslant 2\,000$ mm $\ll l_c^t \in [4\,800 ; 6\,100]$ mm [9], înseamnă că o destul de mare parte din energia disponibilizată la cedarea prin plesnire/spargere a recipientelor-butelii se disipează prin distorsionarea fragmentelor, prin efectele coliziunilor, prin deformarea și dislocarea componentelor alcătuitoare ale bateriei cu recipiente-butelii pe roți cu pneuri etc.

Se consideră valoarea *singulară* $p_0 = 150$ bar, corespunzătoare presurizării interioare *pneumatice* (cu gaze comprimate → metan) și se introduc sau se adoptă următoarele mărimi : $E_0^p =$ $= 300$ kJ — energia acumulată elastomecanostatic într-un singur recipient-butelie, în condițiile presurizării interioare pneumatice (tab. 1 și fig. 1) ; $l_c^p = l_c^t = 4\,800$ mm (fig. 2) ; $l_{ce}^p =$ $= 2\,000$ mm — lungimea *efectivă* a casurii (valoare cu semnificație exemplificativă) ; $E_{0c}^p =$ $= 120$ kJ — energia efectiv consumată (40% din E_0^p) pentru dezvoltarea casurii de lungime $l_{ce}^p = 2\,000$ mm ; $E_{or}^p = E_0^p - E_{oe}^p = 180$ kJ $=$ $= E_{od}^p + E_{ov}^p$ — energia disponibilă (reziduală → → indice r), consumată (60% din E_o^p) pentru acțiunile de deformare/distorsionare (E_{od}^p) și deplasare (E_{ov}^p) ; $E_{od}^p = E_{or}^p - E_{ov}^p$; $E_{ov}^p = mv^2/2$ — energia de deplasare (cinetică), în J ; $m =$ $= 5$ kg sau 20 kg (valori exemplificative) — — masa unui cupon (fragment) de recipient-butelie, aflat în deplasare după cedarea prin plesnire/spargere ; $v = l_d/\tau_d$ — viteza (inițială) de deplasare a fragmentului de recipient-butelie avînd masa m, în m/s ; $l_d = 100$ mm sau 3 000 mm — lungimea de deplasare a fragmentului de recipient-butelie avînd masa m ($= 5$ kg sau 20 kg) ; τ_d — durata după care survine coliziunea fragmentului de masă m cu componente metalice sau nemetalice aflate la distanța $l_d (= 100$ mm sau 3 000 mm), în s.

Avîndu-se în vedere egalitatea evidentă :

$$\sqrt{2E_{ov}^p/m} = l_d/\tau_d , \tag{7}$$

rezultă (τ_d în s) :

$$\tau_d = l_d\sqrt{m/2E_{ov}^p}, \tag{8}$$

deci (a în m/s^2) :

$$a = \frac{v}{\tau_d} = \frac{2E_{ov}^p}{ml_d}, \tag{9}$$

a fiind accelerația de deplasare a fragmentului de recipient-butelie avînd masa nominalizată m.

Forța dinamică (de inerție, indice d), corespunzătoare impactului (*coliziunii*) dintre fragmentul de recipient-butelie avînd masa m și un corp solid aflat pe traiectoria brizantă a fragmentului respectiv, va avea intensitatea (în N sau tf → 1 tf $= 9{,}80665$ kN) :

$$F_d = \frac{2E_{ov}^p}{l_d}. \tag{10}$$

Întrucît densitatea ρ_g a gazului (metanului), aflat comprimat în recipientul-butelie, la presiunea manometrică $p = 150$ bar și temperatura termodinamică $T_g = 323$ K ($\rightarrow t_g = 50°$C), este :

$$\rho_g = \frac{pM}{ZRT_g} = \frac{150 \cdot 16}{0{,}8833 \cdot 0{,}083 \cdot 323} = 101{,}35 \text{kg/m}^3, \tag{10}$$

unde [11 — 13] : $M = 16$ kg/kmol reprezintă masa moleculară a gazului (metanului) ; $Z =$ $= 0{,}8833$ — coeficientul de compresivitate ; $R =$

$= 0{,}083$ (m³ · bar)/(kmol · K) — constanta gazelor ..., viteza limită (în m/s) a gazului/metanului, la *expansia* sa pînă la presiunea manometrică nulă, va fi [13]:

$$v_0 = \sqrt{\frac{2\gamma}{\gamma - 1}\frac{p}{\rho_g}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 1{,}67}{1{,}67 - 1}\cdot\frac{150 \cdot 10^5}{101{,}35}} = 859 \text{ m/s}, \quad (11)$$

aici $\gamma = 1{,}67$ fiind simplexul căldurilor masice (la presiune constantă și la volum constant) pentru gazele monoatomice și, deci, inclusiv pentru metan [11; 12].

Viteza sunetului în aer, la temperatura de 0°C, avînd valoarea $v_s = 331{,}8$ m/s [13], coeficientul lui Mach va fi:

$$M_1 = v_0/v_s = 859/331{,}8 = 2{,}59. \quad (12)$$

Durata golirii unui recipient-butelie (în s), la presiunea *constantă* $p = 150$ bar, printr-un orificiu echivalent celui circular, avînd diametrul d_0 (în m) — potrivit legii continuității — este (în s):

$$\tau_0 = \frac{4\,V_0}{\pi v_0 d_0^2} = \frac{4 \cdot 0{,}040}{\pi \cdot 859 d_0^2} = 5{,}92893 \cdot 10^{-5}/d_0^2, \quad (13)$$

valorile numerice concludente τ_0 indicîndu-se în tabelul 2.

Tabelul 2

Durata golirii unui recipient-butelie. Valori numerice concludente

d_0, în mm	τ_0, în s	d_0, în mm	τ_0, în s
1	52,29	6	1,65
2	14,82	7	1,21
3	6,59	8	0,93
4	3,71	9	0,73
5	2,37	10	0,59

Notă. Pentru $d_0 = D_e - 2s_0 = 219 - 2 \cdot 6 = 207$ mm (aici $D_e = 219$ mm fiind diametrul exterior standard al corpului cilindric al recipientului-butelie), rezultă $\tau_0 = 1{,}38 \cdot 10^{-9}$ s $= 1{,}38$ ns.

Așadar, algoritmul de analiză, redat sintetic prin sucesiunea expresiilor (7) — (13) și materializat ca atare în tabelele 2 ... 6 și în figurile 3, respectiv 4, corespunde evidențierii unor efecte *energodinamice* în circumstanțele cedării mecanice *intempestive* a recipientelor-butelii presurizate *pneumatic* (cu metan gazos) la nivelul $p = 150$ bar, energia acumulată *elastomecanostatic* într-o singură butelie fiind $E_0^p = 300$ kJ (fig. 1). Componentele acestei din urmă energii s-au considerat ca fiind următoarele:

- $E_{oe}^p = 120\,000$ J, care reprezintă energia efectiv *consumată* pentru dezvoltarea (cînd $s_0 = 6$ mm) unei casuri avînd lungimea $l_c \leqslant l_{ce}^p = 2\,000$ mm;
- $E_{or}^p = E_{od}^p + E_{ov}^p = 180\,000$ J, care reprezintă energia *reziduală* și, deci, *disponibilă* pentru deformare-distorsionare-dislocare-coliziune de elemente (E_{od}^p) și pentru deplasare de componente sau elemente (E_{ov}^p); divizarea în subcomponentele E_{od}^p și E_{ov}^p este neunivocă, studierea de caz efectuîndu-se în ipoteza complementarității alternative procentuale (10% + 90%; 20% + 80%; 30% + 70% ș.a.m.d. — tab. 3).

De remarcat că energiile componente $E_{od}^p + E_{ov}^p = E_{or}^p$ s-au obținut — la nivelul lor maxim (cînd $l_{ce}^p = 2\,000$ mm) din figura 1, întrucît $E_0^p = E_{oe}^p + E_{or}^p = 300$ kJ.

Tabelul 3

Durata după care survine coliziunea dintre fragmentul de recipient butelie cu masa m și un corp solid aflat la distanța l_d

E_{ov}^p		E_{od}^p		τ_d, în s	
%	J	%	J	l_d=100mm	l_d=3000mm
$m = 5$ kg					
10	18 000	90	162 000	0,00118	0,03536
20	36 000	80	144 000	0,00083	0,02500
30	54 000	70	126 000	0,00068	0,02041
40	72 000	60	108 000	0,00059	0,01768
50	90 000	50	90 000	0,00053	0,01581
60	108 000	40	72 000	0,00048	0,01443
70	126 000	30	54 000	0,00045	0,01336
80	144 000	20	36 000	0,00042	0,01250
90	162 000	10	18 000	0,00039	0,01179
100	180 000	0	0	0,00037	0,01118
$m = 20$ kg					
10	18 000	90	162 000	0,00236	0,07071
20	36 000	80	144 000	0,00167	0,05000
30	54 000	70	126 000	0,00136	0,04082
40	72 000	60	108 000	0,00118	0,03536
50	90 000	50	90 000	0,00105	0,03162
60	108 000	40	72 000	0,00096	0,02886
70	126 000	30	54 000	0,00089	0,02673
80	144 000	20	36 000	0,00083	0,02500
90	162 000	10	18 000	0,00078	0,02357
100	180 000	0	0	0,00075	0,02236

$E_{or}^p = 180$ kJ → 12 g TNT

m, în kg	τ_d, în ms	
	$l_d = 100$ mm	$l_d = 3\,000$ mm
5	0,37 ... 1,18	11,18 ... 35,36
20	0,75 ... 2,36	22,36 ... 70,71

La eventuala cedare intempestivă prin spargere/plesnire a unui prim recipient-butelie cu metan gazos, presurizat la nivelul $p = 150$ bar, *durata survenirii coliziunii* unor fragmente de butelie, avînd — exemplificativ — masa $m =$ $= 5$ kg și, respectiv, $m = 20$ kg, cu componentele metalice (celelalte recipiente-butelii, stelaje, șasiu etc.) ale bateriei, pe roți cu pneuri (4 module × 16 recipiente-butelii = 64 recipiente-butelii înseriate baric), aflate la distanțele $l_d = 100$ mm (*minimum*, deci în imediata vecinătate a recipientului-butelie distrus) și $l_d =$ $= 3\,000$ mm (*maximum*, deci către cealaltă extremitate a bateriei pe roți, respectiv spre spatele remorcii, unde este plasat ultimul modul de 16 recipiente-butelii), va fi (tab. 3):

pentru masa: în cazul $l_d = 100$ mm

$m = 5$ kg; $\quad \tau_d = 0{,}37 \ldots 1{,}18$ ms;

$m = 20$ kg; $\quad \tau_d = 0{,}75 \ldots 2{,}36$ ms,

deci: $\quad \max \tau_d \leqslant 0{,}00236$ s; $\quad (14a)$

respectiv, în cazul $l_d = 3\,000$ mm:

$\tau_d = 11{,}18 \ldots 35{,}36$ ms;

$\tau_d = 22{,}36 \ldots 70{,}71$ ms,

deci: $\quad \max \tau_d \leqslant 0{,}07071$ s. $\quad (14b)$

Viteza limită a gazului (metanului) comprimat din recipientele-butelii, la expansia sa de la presiunea manometrică $p = 150$ bar, pînă la presiunea manometrică nulă, egală cu 859 m/s (formula 11), este de 2,59 ori (formula 12) mai mare decît viteza sunetului în aer la temperatura de 0°C (331,8 m/s), *durata golirii* unui singur recipient-butelie fiind:

$$\tau_0 = 52{,}29 \ldots 0{,}59 \text{ s},$$

deci:

$$\min \tau_0 \geqslant 0{,}59 \text{ s} = 590 \text{ ms} \qquad (15)$$

și aceasta pentru alternativele golirii printr-un orificiu echivalent celui circular avînd diametrul $d_0 = 1 \ldots 10$ mm (tab. 2 și fig. 3).

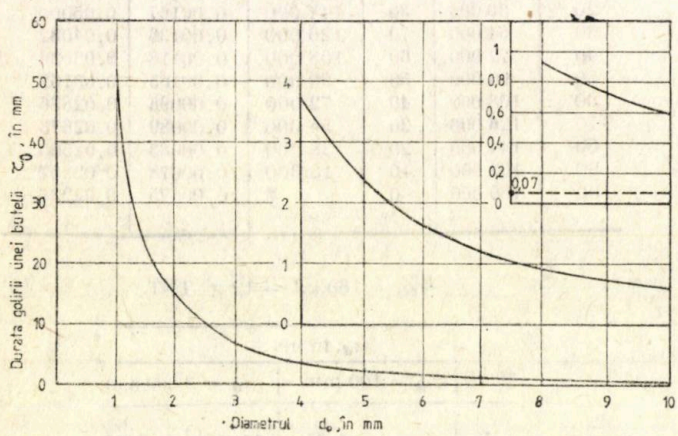


Fig. 3. Graficul duratei de golire a unui recipient-butelie standard (40 l, 150 bar) pentru gaze comprimate (metan gazos).

În ipoteza nepractică, dar sugestivă, a cedării primului și următoarele recipiente-butelii prin retezare transversală (cînd $d_0 = 207$ mm — tab. 2), rezultă:

$$\tau_0 = 1{,}38 \cdot 10^{-9} \text{s} = 1{,}38 \text{ ns}, \qquad (16)$$

această valoare avînd doar semnificație orientativă și informativă.

Viteza (inițială) de deplasare a fragmentelor de recipient-butelie, dislocate sau lansate brizant pe anumite traiectorii, poate avea următoarele valori (tab. 4):

Tabelul 4

Viteza fragmentelor de recipient-butelie

E^p_{oc}		E^p_{cd}			v, în m/s	
%	J	%	J	g TNT	$m = 5$ kg	$m = 20$ kg
10	18 000	90	162 000	10,78	84,85	42,43
20	36 000	80	144 000	9,58	120,00	60,00
30	54 000	70	126 000	8,38	146,97	73,48
40	72 000	60	108 000	7,19	169,71	84,85
50	90 000	50	90 000	5,99	189,74	94,87
60	108 000	40	72 000	4,79	207,85	103,92
70	126 000	30	54 000	3,59	224,50	112,25
80	144 000	20	36 000	2,40	240,00	120,00
90	162 000	10	18 000	1,20	254,56	127,28
100	180 000	0	0	0,00	268,33	134,16

m, în kg	v, în m/s
5	84,85 ... 268,33
20	42,43 ... 134,16

$v = 84{,}85 \ldots 268{,}33$ m/s, pentru $m = 5$ kg;

$v = 42{,}43 \ldots 134{,}16$ m/s, pentru $m = 20$ kg, $\qquad (17)$

iar *accelerația de deplasare* a acelorași fragmente poate fi (tab. 5):

pentru masa: în cazul $l_d = 100$ mm:

$m = 5$ kg; $\quad a = 72 \ldots 720$ km/s²;

$m = 20$ kg; $\quad a = 18 \ldots 180$ km/s²;

respectiv, în cazul $l_d = 3\,000$ mm:

$a = 2{,}4 \ldots 24{,}0$ km/s²;

$a = 0{,}6 \ldots 6{,}0$ km/s².

Forța dinamică (șocantă, de inerție), corespunzătoare impactului (coliziunii) dintre un singur fragment de recipient-butelie avînd masa $m = 5$ kg și un corp solid aflat pe traiectoria fragmentului respectiv (de exemplu un alt recipient-butelie cu metan presurizat, o altă componentă a bateriei pe pneuri cu recipiente-butelii etc.), are intensitatea formida-

Tabelul 5

Acceleraţia de mişcare şi forţa de impact, corespunzătoare deplasării brizante a fragmentelor de recipient-butelie cu masa m la distanţa l_d

E^p_{0v}		a, în m/s²				F_d (pentru m=5 kg)			
		m=5 kg		m=20 kg		l_d=100 mm		l_d=3 000 mm	
%	J	l_d=100 mm	l_d=3 000mm	l_d=100 mm	l_d=3000 mm	kN	tf	kN	tf
10	18 000	72 000	2 400	18 000	600	360	36,7	12	1,22
20	36 000	144 000	4 800	36 000	1 200	720	73,4	24	2,44
30	54 000	216 000	7 200	54 000	1 800	1 080	110,1	36	3,67
40	72 000	288 000	9 600	72 000	2 400	1 440	146,8	48	4,89
50	90 000	360 000	12 000	90 000	3 000	1 800	183,5	60	6,11
60	108 000	432 000	14 400	108 000	3 600	2 160	220,2	72	7,34
70	126 000	504 000	16 800	126 000	4 200	2 520	256,9	84	8,56
80	144 000	576 000	19 200	144 000	4 800	2 880	293,6	96	9,78
90	162 000	648 000	21 600	162 000	5 400	3 240	330,3	108	11,01
100	180 000	720 000	24 000	180 000	6 000	3 600	367,0	120	12,23

Tabelul 6

Intensitatea forţei de impact (pentru m = 5 kg)

E^p_{0v}		F_d									
		l_d=500 mm		l_d=1 000 mm		l_d=1 500 mm		l_d=2 000 mm		l_d=2 500 mm	
%	J	kN	tf	kN	tf	kN	tf	kN	tf	kN	tf
10	18 000	72	7,34	36	3,67	24	2,44	18	1,83	14,4	1,46
20	36 000	144	14,68	72	7,34	48	4,89	36	3,67	28,8	2,93
30	54 000	216	22,02	108	11,01	72	7,34	54	5,50	43,2	4,40
40	72 000	288	29,36	144	14,68	96	9,78	72	7,34	57,6	5,87
50	90 000	360	36,70	180	18,35	120	12,23	90	9,17	72,0	7,34
60	108 000	432	44,05	216	22,02	144	14,68	108	11,01	86,4	8,81
70	126 000	504	51,39	252	25,69	168	17,13	126	12,84	100,8	10,27
80	144 000	576	58,73	288	29,36	192	19,57	144	14,68	115,2	11,74
90	162 000	648	66,07	324	33,03	216	22,02	162	16,51	129,6	13,21
100	180 000	720	73,41	360	36,70	240	24,47	180	18,35	144,0	14,68

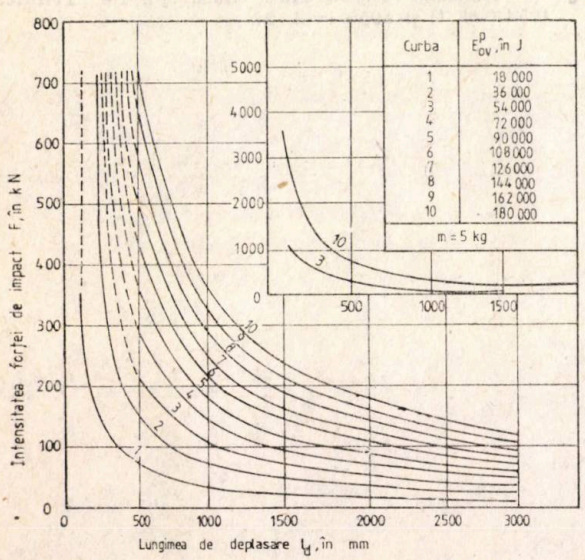


Fig. 4. Nomograma forţei de impact F_d pentru m = 5 kg.

bilă care rezultă din tabelele 5 şi 6, respectiv din figura 4, adică :

pentru distanţa: nivelul maxim:

l_d = 100 mm; F_d = 36,7 ... 367,0 tf;

l_d = 2 500 mm; —

l_d = 3 000 mm,

nivelul minim,

F_d = 1,46 ... 14,68 tf;

F_d = 1,22 ... 12,23 tf,

prin urmare (pentru m = 5 kg şi l_d = 100 ... ... 3 000 mm — fig. 4) :

min F_d = 12 kN = 1,22 tf;

max F_d = 3 600 kN = 367,00 tf(18)

Impunîndu-se ca atare, rezultă următoarea *succesiune probabilă* de faze (sau de etape), într-un ritm imperceptibil pentru observatorul uman neavertizat şi tehnic neechipat în mod

special și corespunzător, privind *avarierea potențială* a unei baterii cu roți pe pneuri (de tip remorcă) avînd 64 de recipiente-butelii (cu metan gazos presurizat la presiune ridicată → $\rightarrow p = 150$ bar) înseriate baric :

1) dintr-un motiv oarecare [9], unul dintre recipientele-butelii, aflat bunăoară la periferia frontală a modulului constitutiv dinspre proțapul bateriei pe pneuri, cedează intempestiv, spărgîndu-se cu violență sau plesnind brizant, punînd astfel în comunicație cu atmosfera înconjurătoare întregul sistem presurizat pneumatic al tuturor celorlalte recipiente-butelii ;

2) durata τ_d cea mai mare (0,07071 s = = 70,71 ms — formula 14) fiind de peste 8 ori mai mică decît durata τ_0 cea mai coborîtă (0,590 s = 590 ms — formula 15), recipientele-butelii intacte vor intra în coliziune cu cel dintîi distrus și apoi cu celelalte, învecinate, care de asemenea vor ceda, aceasta producîndu-se înainte de depresurizarea prin expansia pînă la presiune manometrică suficient de joasă și cu forțe de impact avînd intensități colosale (dar descrescătoare, față de $F_d = 3\,600$ kN = = 367 tf, pe măsura îndepărtării de la proțapul bateriei pe roți cu pneuri) ;

3) ca urmare, în numai cîteva zeci de milisecunde (oricum mai puțin decît 70,71 ms), un număr mare (10 ... 40) de recipiente-butelii vor ceda, ca efect principal al plesnirii/distrugerii prin simpatie sau al plesnirii/distrugerii inerționale, frontul cedărilor propagîndu-se hiperrapid sau cel puțin ultrarapid, de la frontalul înspre posteriorul remorcii pe pneuri ;

4) recipientele-butelii aflate în modulul (4 rînduri × 4 șiruri = 16 butelii) din spate al remorcii și, de asemenea, cele din ultimele două șiruri ale penultimului modul (în total 24), între timp depresurizîndu-se în măsură corespunzătoare, pe de o parte, și preluînd forțe de impact cu intensități sensibil diminuate (oricum sub $F_d = 15$ tf), pe de altă parte, nu vor mai ceda prin plesnire/ spargere, ci doar se vor distorsiona mai puțin sau mai mult pronunțat (unele) ori vor fi ușor dislocate (altele, în special dintre cele aflate în ultimul modul cu recipiente-butelii).

Bibliografie

[1] Issler, L., Lempp, W. *Schadenskunde. Vorlesung SS 1974.* Universität Stuttgart — MPA (W. Germany).

[2] Kirk—Othmer (Eds.) *Encyclopedia of Chemical Technology.* Sec. ed. New York, John Wiley, 1963, p. 611 (Vol. 8, Cap. Explosives).

[3] Săndulescu, D. *Chimie Fizică.* Vol. 1. București, Ed. Științifică și Enciclopedică, 1979.

[4] Pavel, A. În : Mine, Petrol și Gaze, 1985, vol. 36, nr. 9, p. 469 — 472.

[5] Pavel, A. *Siguranța în funcționare a utilajelor petrochimice.* Vol. 1, cap. 2. București, Ed. Tehnică, 1987.

[6] Pauling, L. *Chimie generală.* București, Editura Științifică, 1972, p. 24.

[7] Ichim, S., Floroiu, C. În : Buletin de informare în tehnica supravegherii instalațiilor mecanice sub presiune și de ridicat (BIT ISCIR), 1986, nr. 3, p. 7 — 23.

[8] Mocanu, D. R. ș.a. *Study of stress distribution in the walls of vessel containers for high-pressure gas.* În : *Experimental Stress Analysis.* Proc. VIIIth Int. Conf. Exp. Stress Anal. Amsterdam, The Netherlands, May 12 — 16, 1986. Dordrecht, Martinus Nijhoff Publ., 1986, p. 41 — 48.

[9] Pavel, A. ș.a. *Raport privind constatarea tehnico-științifică în dosarul nr. 651/P/987 al Procuraturii Județene Argeș.* Vol. 1 și 2 (anexe). Ploiești, Institutul de Petrol și Gaze Ploiești, 1988 (lucrare nepublicată).

[10] Pavel, A. *Siguranța în funcționare a utilajelor petrochimice.* Vol. 3, cap. 16, București, Editura Tehnică, 1988.

[11] Staskevici, N. A. *Spravocinoe rukovodstvo gazosnabjenia.* Moskva, Gostoptehizdat, 1960.

[12] Vargavtik N. B. *Spravocinik po teplofiziceskim svoistvam gazov i jidkostei.* Moskva, GIFML, 1963.

[13] * * * *Manualul inginerului.* București, Ed. Tehnică 1954 (vol. 1) și 1955 (vol. 2).

Asupra compoziției chimice a sistemelor de hidrocarburi lichide din doggerul unor zăcăminte ce înconjoară batolitul Leu—Balș—Mogoșești

Prof. dr. ing. **I. D. Pârcălăbescu**,
șef lucr. ing. **Gh. Brebeanu**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

În cadrul zonei central-vestice a Platformei moesice, ridicarea Leu — Balș — Mogoșești, prin dimensiunile sale, estimate la 90 km lungime și 30 km lățime, reprezintă un element tectonic de primă importanță, format dintr-un eruptiv intrusiv cu caracter batolitic [6]. Considerații de radiochimie au sugerat [8] că geneza pegmatitelor complexe din batolitul de la Balș [6] justifică datarea proterozoic inferior-arhaic. Cu un asemenea stagiu geologic batolitul Leu — Balș — Mogoșești poate fi considerat „rocă mamă" pentru rocile sedimentare și de precipitație fizico-chimică din zonele care-l mărginesc [3]. Mai în detaliu a fost studiată această problematică pentru structura Mitrofani [10], care va servi drept „etalon".

Considerații petrologice făcute în lucrarea [6] sugerează, în acest important batolit, o zonă sudică caracterizată de pegmatite complexe bazice (fig. 1), această zonă fiind circumscrisă și de o anomalie magnetică intens pozitivă, și o zonă nordică a pegmatitelor complexe acide. Aceste pegmatite complexe se caracterizează și printr-un conținut nu neglijabil de minerale radioactive, dar și sub acest unghi pegmatitele complexe din zona sudică apar

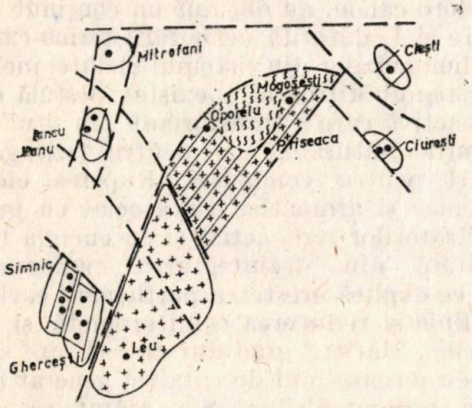


Fig. 1

distincte, prin conținutul de minerale radioactive bogate în calciu și bariu, față de pegmatitele din zona nordică, unde predomină mineralele radioactive ce includ în rețelele lor cristaline carbon și sulf.

Cu această compoziție chimico-mineralogică și prin radionuclizii pe care-i conține [10] batolitul este încă un corp „cald", care transmite (fig. 1) structurilor înconjurătoare multă căldură, așa cum se poate observa din datele menționate în tabelul 1, unde mărimile gradientului geotermic pun în evidență nivelul de temperatură, generat de dezintegrarea nucleară [10; 11].

Plecînd de la premisa că energia fundamentală se poate modela [5; 7; 9] prin relația:

$$E = f(\mathcal{R}, V, T, p, t),$$

unde:

- $\mathcal{R}$ este parametrul alcătuirii structurale a materiei;
- V — volumul incintei în care se află integrată materia;
- T — temperatura absolută a sistemului;
- p — presiunea din incinta sistemului;
- t — timpul geologic în care funcționează sistemul investigat.

Pentru $t = \text{const.}$ vîrsta doggerului, estimată la $150 \cdot 10^6$ ani [8; 10] se impune să punem în evidență starea lui V pentru zăcămintele menționate în tabelul 1.

S-a făcut apel la proiectele de exploatare ale respectivelor rezervoare [2] în baza cărora se pot menționa următoarele.

Sondele 223 și 226 aparțin aceluiași bloc etanș, aflat mai adînc cu 20 m față de blocul vecin din sud, din care s-au analizat hidrocarburile lichide din sondele 254 și 202. Zona Șimnic este separată de zona estică Ghercești de falii etanșe. Cele patru sonde analizate din zona Ghercești aparțin aceleiași incinte etanșe, așa cum s-a sugerat în figura 1; de altfel blocul analizat din zona Ghercești se află în spațiu la o adîncime mai mare (tab. 1). Doggerul în structura Șimnic-Ghercești nu prezintă înclinări însemnate (tab. 1), iar complexul poros-permeabil este ecranat puternic în culcuș de argila triasică și în acoperiș de o grosime însemnată de argilă aparținînd doggerului superior, astfel că blocurile conținînd hidrocarburi sînt etanșe. Complexul poros-permeabil, separat în D_I și D_{II}, printr-o rocă compactă impermeabilă-argiloasă, are în D_I țiței, iar în D_{II} apă. Cu o asemenea ecranare cele trei blocuri analizate se prezintă ca trei incinte cu $V = \text{const.}$, distincte între ele. În ce pri-

Tabelul 1

Date fizice de zăcămînt și chimico-structurale asupra hidrocarburilor lichide

Structura	Sonda nr.	Adîncimea la media perforat. m	Presiunea inițială, bar	Presiunea de saturație, bar	Temperatura, °C	Gradientul geotermic, °C/km	Rația inițială de soluție m^3_N/m^3	Indicii structurali C_P^t, %	C_N^t, %	C_A^t, %	Clasa	Indicii de calitate c, %	r, %	d, %	s, %
Șimnic	226	1 754,5	180	150	69	39,33	110	74	17	9	P	4	5	55	0,08
Șimnic	223	1 758,5	180	150	69	39,23	110	74	18	8	P	4	5	55	0,08
Șimnic	254	1 737	180	148	68	39,14	106	67	24	9	PN	8	8	28	0,14
Șimnic	202	1 738	180	148	68	39,12	106	67	22	9	PN	7	6	28	0,14
Ghercești	310	1 772,5	180	157	69	38,92	110	68	22	10	PN	7	5	33	0,13
Ghercești	114	1 782	180	157	70	39,28	110	68	24	8	PN	7	5	33	0,13
Ghercești	124	1 782	180	157	70	39,28	110	67	24	9	PN	5	6	33	0,13
Ghercești	316	1 782	180	157	70	39,28	110	68	22	10	PN	5	6	33	0,13
Iancu Jianu	205	2 408	250	235	99	41,11	126	70	21	9	PN	8	7	28	0,14
Iancu Jianu	20	2 407	250	235	99	41,13	165	66	25	9	PN	11	5	24	0,15
Ciurești	140	1 961	202	188	83	42,32	84	66	25	9	PN	5	8	30	0,10
Ciurești	144	1 978	202	188	83	41,90	86	67	23	9	PN	6	8	30	0,10
Ciești	3692	3 280	332	320	128	39,02	200	71	21	9	PN	8	16,1	16	0,17
Mitrofani	5034	4 239	767	788*	140	33,02	7 430**	68	31,8	3,2	PN	5,5	3,42	27,8	0,22

Sistemul aparține aceleiași incinte V = const.

* presiunea de început de condensare
** rația gaze-condensat

veste spațiul poros-permeabil, acesta este generat de o gresie cu liant argilos, cu porozități și permeabilități ridicate.

În lucrarea [10] s-au pus în evidență, pentru colectorul de hidrocarburi fluide din doggerul structurii Mitrofani, o gresie cu liant argilos, cu proprietăți bune de porozitate și permeabilitate, și faptul că se particularizează printr-un conținut ridicat de rețele cristaline purtătoare de elemente radioactive, provenite din rocamamă a părții nordice a batolitului (fig. 1). Colectorul poros-permeabil este închis etanș în acoperiș și culcuș de sisteme argiloase-impermeabile, conținînd structuri chimico-mineralogice radioactive. Volumele închise au asigurat, conform legii conservării energiei, păstrarea energiei dezintegrării radionuclizilor, astfel că în acest caz nu putea să rezulte decît un gradient termic „anormal" de ridicat și o „anomalie" de presiune.

Structura Șimnic—Ghercești se află în „coasta" batolitului, distanța 4207 Leu — 226 Șimnic fiind mai redusă decît distanța Oporelu — Mitrofani (fig. 1), astfel că se poate justifica imaginea că același fenomen, schițat pentru Mitrofani, se poate extinde și pentru doggerul din structura Șimnic—Ghercești, mai ales că mărimea gradientului geotermic este mai mare (tab. 1) în strucura Șimnic—Ghercești.

În lucrarea [11] s-a arătat că în adînca transformare a hidrocarburilor din sistemul Mitrofani condensatul a fost adus în clasa parafin-naftenică (tab. 1), iar apele de zăcămînt, de tip cloro-calcic, au obținut un conținut ridicat de He și I, datorită activității termo-catalitice a radionuclizilor din sistemul incintei închise V. În sistemul Mitrofani a existat destulă energie radioactivă care a transformat „in situ" hidrocarburile naturale, atît pentru faza gazoasă, cît și pentru condensat. Ruperea ciclurilor naftenice și aromatice s-a asociat cu prezența catalizatorilor radioactivi și cu energia termică rezultată din dezintegrarea radionuclizilor, fapt ce explică creșterea participării carbonului parafinic și reducerea celui aromatic și a celui naftenic. Mărirea gradului de ciclizare s-a asociat cu mecanismul de cataliză generat de prezența radionuclizilor. S-a arătat că energia transformării radionuclizilor din sistemul dogger de la Mitrofani, efectuată la V = const. nu putea să ducă, în zăcămînt, decît la anomalia de temperatură și cea de presiune (tab. 1), generînd pentru sistem o capacitate energetică mare, transformînd sistemul de hidrocarburi la tipul zăcămintelor de gaze cu condensat bordate de zone cu țiței saturat cu gaze.

În sistemul doggerului din structura Șimnic—Ghercești capacitatea energetică din sistem

este net mai mică (fig. 2), prin natura mărimilor de temperatură și presiune (tab. 1), prin dimensiunea V-urilor blocurilor separate (fig. 1); această capacitate energetică nu a putut aduce sistemul hidrocarburilor în domeniul zăcămintelor de gaze cu condensat (fig. 2), așa cum s-a întîmplat în doggerul de la Mitrofani.

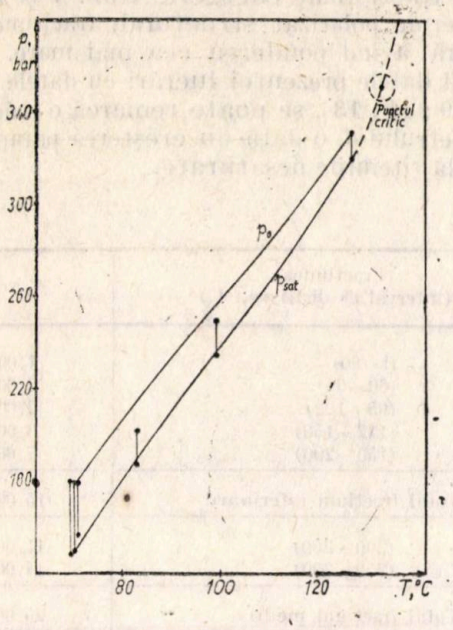


Fig. 2

Ceea ce reține atenția, în tabelul 1, este alcătuirea chimico-structurală a țițeiului nesaturat din blocul sondelor 223 și 226, țiței din clasa parafinică, cu cea mai mare valoare a indicelui C^t_P, cel mai scăzut conținut în c, și cel mai mare procent de distilat, pînă la 200°C, întîlnit pînă în prezent în România [1; 4; 5; 7]. Comportarea acestui țiței din blocul „căzut" de la Șimnic, precum și a celui din meoțianul III de la Bucșani — țiței cu $G^t_P = 75$, $C^t_A = 6$, $c = 2$ [4; 5; 7], solicită cercetătorii la un studiu structural mai aprofundat teoretic. Pentru celelalte țițeiuri din strucura Șimnic—Ghercești, țițeiuri din clasa parafin-naftenică, compoziția chimico-structurală este oarecum similară. Compoziția chimico-structurală a țițeiurilor din doggerul structurii Șimnic—Ghercești are un diapazon de variație îngust și de aceea parametrii din clasicele diagrame p, V, T prezintă, cu excepția rației inițiale de soluție (tab. 1), pentru cele trei blocuri [2], aceleași mărimi: densitatea țițeiurilor $\delta_t = 0{,}815$; densitatea gazelor $\delta_g = 0{,}65$; coeficientul de solubilitate a gazelor în țiței $\alpha = 0{,}628$ m^3_N / m^3 · bar.

Din doggerul structurii Iancu Jianu au fost analizate [1] două țițeiuri (tab. 1) aparținînd aceluiași bloc etanș, izolat în structură în culcuș de argila triasică, iar în acoperiș de un pachet gros de argilă aparținînd jurasicului superior [2]. În structură doggerul I este saturat cu gaze, iar doggerul II conține țiței nesaturat (tab. 1). Mai „căzut" spre nord cu circa 650 m (tab. 1) și mai îndepărtat de peretele batolitului (fig. 1), blocul analizat are mărimi de temperatură și presiune mai ridicate, prin raport cu doggerul structurii Șimnic—Ghercești. Colectorul de țiței este o gresie cu ciment argilos, cu porozități și permeabilități ridicate. Diagrafiile geofizice au multă similaritate cu cele ale doggerului din structura Mitrofani [2].

Aflată aproximativ la aceeași distanță de partea nordică a batolitului (fig. 1), atribuim structurii Iancu Jianu modelul de formare a mediului solid prezentat pentru structura Mitrofani [10]. Cu această premisă atît colectorul poros-permeabil, cît și ecranele argiloase izolatoare ale colectorului, în culcuș triasicul și și acoperiș jurasicul superior, sînt roci cu conținut nu neglijabil de structuri chimico-mineralogice purtătoare de elemente chimice radioactive. Mai apropiat de structura Mitrofani, doggerul din structura Iancu Jianu va avea atributele fizico-chimice caracteristice atît rocii colectoare, cît și rocilor izolatoare, prezentate pe larg în lucrările [3; 6; 10]. Apele de zăcămînt din doggerul de la Iancu Jianu sînt [2] de tip cloro-calcic, similare, după compoziția chimică „clasică", cu cele din doggerul de la Mitrofani. Facem supoziția că putem extinde și asupra apelor de zăcămînt cele comentate anterior pentru doggerul structurii Mitrofani.

Pentru t = const., vîrsta doggerului, pentru situația incintei cu V = const., observăm că gradientul geotermic (tab. 1) este mai mare decît în structura Șimnic—Ghercești atît pentru creșterea adîncimii la care se află colectorul, cît și ca atestare a faptului că dezintegrarea radionuclizilor din mediul solid, din apele de zăcămînt și din sistemul de hidrocarburi, mențin în sistem „anomalia termică" și la un V = const — rezultă că va exista și o „anomalie" de presiune.

La un nivel energetic ridicat, în prezența radionuclizilor și catalizatorilor, așa cum s-a arătat anterior, sistemul de hidrocarburi s-a transformat, aducînd țițeiul în clasa parafin-naftenică. Diferențierile din compoziția chimico-structurală a celor două probe (tab. 1) se explică prin faptul că sonda 205 a fost pusă în exploatare după 19 luni de la punerea în exploatare a sondei 20, timp în care, prin căderea de presiune din zăcămînt, țițeiul și-a modificat structura prin degazeificare [12], rația de soluție a scăzut de la 165 la 126 în tabelul 1, fapt ce a condus la creșterea fracțiunii gazoase și, implicit, a modificării parametrului C^t_P și reducerea lui C^t_N, situație ce a determinat și creșterea procentului de rășini + asfaltene r. Faptul că țițeiul a suferit transformări se poate observa și din situația că dacă la început, pentru sonda 20, RGT-ul era 662 m^3_N /m^3, după 19 luni sonda

205 pornea cu un $RGT = 2\,050$ m^3_N/m^3. Asemenea modificări structurale ale țițeiului au fost prezentate și în lucrarea [12].

Doggerul în partea estică a batolitului Leu — Balș — Mogoșești va fi prezentat mai întîi prin țițeiurile structurii Ciurești. Cele două probe analizate [1] aparțin aceluiași bloc etanș, izolat în acoperiș și culcuș de strate groase impermeabile de argilă, similare celor prezentate anterior. La nivelul de adîncime la care se află colectorul, mărimea temperaturii măsurate indică un gradient geotermic similar celui din doggerul structurii Iancu Jianu, dar o anomalie termică cu ceva mai mare decît la Iancu Jianu (tab. 1), iar măsurările de presiune arătau și prezența unei anomalii. În diagrama figurii 2 situația din doggerul de la Ciurești se înscrie pe linia dependenței p, T determinată pentru zăcămintele analizate anterior. Blocul analizat se află la distanță oarecum similară distanței 3 004 Oporelu — 5 034 Mitrofani (fig. 1), zona Ciurești alimentîndu-se din roca-mamă a zonei nordice a batolitului, din perimetrul sondei 2 420 Priseaca.

În lucrarea [6] pentru zona Priseaca — Mogoșești se prezenta o compoziție chimico-mineralogică și radioactivă similară zonei Oporelu. Sub acest unghi, cele prezentate anterior — în detaliu — pentru structurile Mitrofani și Iancu Jianu — sînt similare și pentru structurile Ciurești și Ciești. Diagrafiile geofizice și analizele de carote prezintă colectorul format dintr-o gresie cu liant argilos. Analiza apelor de zăcămînt din dogger prezintă mărimi similare celorlalte blocuri analizate, apele integrîndu-se în tipul apelor de adîncime cloro-calcice. Dacă t este același, dacă V = const. cu o integrare a mărimilor de p și T, în diagrama energiei din figura 2, se poate intui de ce compoziția chimico-structurală a probelor de la Ciurești (tab. 1) se integrează în domeniul de valori analizate anterior, țițeiul este parafin-naftenic; din analizele p, V, T țițeiul, la momentul de început al exploatării, era nesaturat cu gaze, iar între cele două analize deosebiri esențiale nu se observă.

Pe acest fond de date, ale unor analize efectuate într-o perioadă cu mult anterioară [1; 4; 5], s-a trecut pentru un studiu mai aprofundat la analiza sistemului de hidrocarburi fluide din structura Mitrofani, prezentată în detaliu în lucrările [11; 13], iar în prezenta lucrare vom insista asupra compoziției chimico-structurale a țițeiului din doggerul structurii Ciești (fig. 1), aflată la 8 km de „colțul" zonei nordice a batolitului. Densitatea țițeiului analizat prezenta, la 20°C, mărimea $\delta = 0{,}8589$, țițeiul avea un indice de aciditate de 0,21 mg KOH/g, date pe care le alăturăm celor din tabelul 1, cu detalierea că asfaltenele reprezentau 0,73%, iar rășinile 15,37% masă.

În ce privește randamentul fracțiunilor separate din acest țiței, datele sînt consemnate în tabelul 2. Parametrul d, din clasificarea C. Creangă, prezintă mărimea cea mai mică din cadrul hidrocarburilor analizate (tab. 1), oglindind, alături de parametrul rășini + asfaltene = 16,1%, că țițeiul din structura Ciești este intens transformat energetic (tab. 1 și fig. 2) și puternic polarizat structural, fracțiunea superioară avînd ponderea cea mai mare. Paralelizînd datele prezentei lucrări cu datele lucrărilor [9; 11; 13], se poate remarca o scădere a parametrului d, o dată cu creșterea parametrului r, la țițeiurile nesaturate.

Tabelul 2

Fracțiunea (interval de distilare, °C)		% vol.
1	(i — 60)	1,00
2	(60 — 95)	2,00
3	(95 — 122)	2,00
4	(122 — 150)	3,00
5	(150 — 200)	7,00
Total fracțiuni inferioare		15,00
6	(200 — 250)	11,00
7	(250 — 300)	14,00
Total fracțiuni medii		25,00
8	(300 — 350)	13,00
9	(350 — 400)	13,00
10	(400 — 450)	10,00
11	(450 — 500)	7,00
Total fra		43,00

Tabelul 3

Interval de distilare, °C	Clasa de hidrocarburi	% vol.
(i — 60)	Parafinic	17,0
	Naftenic	83,0
	Aromatic	0,0
(60 — 95)	Parafinic	41,0
	Naftenic	57,0
	Aromatic	2,0
(95 — 122)	Parafinic	44,0
	Naftenic	53,0
	Aromatic	3,0
(122 — 150)	Parafinic	46,0
	Naftenic	49,0
	Aromatic	5,0
(150 — 200)	Parafinic	60,0
	Naftenic	31,0
	Aromatic	9,0
Total fracțiuni integrale	Parafinic	49,0
	Naftenic	44,0
	Aromatic	7,0

Tabelul 4

Interval de distilare, °C	Caracteristica		Mărimea structurală		Număr de cicluri pe moleculă	
(200–250)	Densitatea la 20°C	0,8159	% C_P	59	R_A	0,29
	Indice refracție la 20°C	1,4568	% C_N	27	R_N	0,58
	Masa moleculară	170	% C_A	14	R_T	0,87
(250–300)	Densitatea la 20°C	0,8341	% C_P	63	R_A	0,32
	Indice refracție la 20°C	1,4658	% C_N	25	R_N	0,72
	Masa moleculară	222	% C_A	12	R_T	1,04
(300–350)	Densitatea la 20°C	0,8563	% C_P	65	R_A	0,39
	Indice refracție la 20°C	1,4762	% C_N	24	R_N	1,10
	Masa moleculară	298	% C_A	11	R_T	1,49
(350–400)	Densitatea la 20°C	0,8751	% C_P	77	R_A	0,40
	Indice refracție la 20°C	1,4835	% C_N	14	R_N	1,80
	Masa moleculară	328	% C_A	9	R_T	2,20
(400–450)	Densitatea la 70°C	0,8353	% C_P	80	R_A	0,60
	Indice refracție la 70°C	1,4818	% C_N	12	R_N	2,00
	Masa moleculară	410	% C_A	8	R_T	2,60
(450–500)	Densitatea la 70°C	0,8484	% C_P	83	R_A	0,90
	Indice refracție la 70°C	1,4856	% C_N	10	R_N	2,20
	Masa moleculară	490	% C_A	7	R_T	3,10

Analizele pe clase de hidrocarburi ale fracțiunii inferioare se redă în tabelul 3. Se poate observa o creștere a procentului hidrocarburilor parafinice și aromatice, o dată cu creșterea intervalului de distilare, polarizarea cea mai intensă fiind în domeniul i – 60°C.

Compoziția fracțiunilor medii și superioare este redată în tabelul 4. Din analiza datelor tabelului 4 se poate remarca că o dată cu creșterea intervalului de temperatură se observă o creștere a participării carbonului parafinic și reduceri pentru carbonul naftenic și cel aromatic. Pe ansamblul celor trei grupe de fracțiuni (tab. 3 și tab. 4) comportarea tipurilor de carbon se diferențiază. Dacă C_P este continuu crescător, între C_N și C_A sensul de variație este contrar în fracțiunea inferioară, pentru ca în fracțiunile medii și superioare variațiile să fie concordant-descrescătoare. Creștefea energiei termice provoacă deci transformări intensive asupra ciclurilor, pe total R_T este continuu crescător, dar variațiile cele mai intense se observă asupra ciclurilor naftenice, mai ales în intervalul 250 – 400°C. Din datele tabelului 5 din lucrarea [13] se poate observa că mărimile energiei de disociere pentru tipul C_N sînt mai scăzute comparativ cu cele pentru C_A. Este știut că sub influența temperaturilor ridicate hidrocarburile diferitelor clase se comportă distinct [12]: parafinele se rup formînd compuși cu masă moleculară mai mică, iar naftenele suferă ruperi ale ciclurilor, transformîndu-se, de asemenea, în compuși ușori, dar în proporție redusă se pot transforma și aromaticele prin dehidrogenare. Aromaticele, sub influența temperaturii, suferă reacții de condensare, ducînd la formarea de compuși policondensați de tipul rășini + asfaltene. Numai o proporție extrem de mică de hidrocarburi aromatice se transformă în produși ușori. Această comportare face ca temperaturile ridicate, pe lîngă creșterea proporției de fracțiuni ușoare, să conducă și la creșterea proporției de rășini + asfaltene.

Cu aceste date, în clasificarea chimico-structurală C. Creangă, țițeiul din doggerul de la Cicești prezintă datele înserate în tabelul 1.

Analizînd la scară zonală (fig. 1) sistemele de hidrocarburi fluide din dogger (tab. 1) putem sintetiza următoarele.

Prin creșterea energiei de transformare (fig. 2) atunci cînd s-a depășit nivelul corespunzător punctului critic, care, pentru sistemul de hidrocarburi fluide din doggerul ce înconjoară batolitul Leu – Balș – Mogoșești, s-ar afla în intervalul de temperatură 130 – 140°C, pentru presiuni depășind limita a 340 bar, sistemul de hidrocarburi s-a plasat în domeniul zăcămintelor de gaze cu condensat bordate de zone cu țiței saturat, cum este situația din structura Mitrofani.

Sub nivelul energetic stabilit de domeniul punctului critic (fig. 2), țițeiurile analizate (tab. 1) s-au aflat la momentul inițial al deschiderii zăcămîntului în stare nesaturată cu gaze.

Analiza chimico-structurală C. Creangă integrează aceste țițeiuri (tab. 1) în clasa parafin-naftenică.

La nivel energetic ridicat, cazul zăcămîntului dogger de la Cicești (tab. 1; fig. 2), s-a arătat că transformările structurale au fost mai adînci

și complexe, rezultînd, pe de o parte, prin reacții de condensare cea mai ridicată participare de rășini + asfaltene, iar de cealaltă parte o participare însemnată a carbonului parafinic, deși participarea distilatului pînă la 200°C este cea mai scăzută.

Apariția în zăcămînt a reacțiilor de condensare se cere investigată mai aprofundat, pentru că ele par a fi implicate în mărimile ridicate ale participării rășini + asfaltenelor și în reducerea participării procentuale a distilatului de pînă la 200°C.

De cealaltă parte a energiei mai reduse de transformare, cazul blocului căzut din zăcămîntul de la Șimnic se întîlnește: procentul cel mai mare de distilat pînă la 200°C, procentul cel mai redus de participare a cerurilor, cel mai scăzut conținut de carbon naftenic și cel mai ridicat conținut de carbon parafinic. Influență în mărimile indicate pentru indicii structurali și cei de calitate ar fi putut avea catalizatorii radioactivi din sistemul blocului căzut, pentru că nivelul energetic din structura Șimnic—Ghercești (tab. 1, fig. 2) apare destul de apropiat.

În lucrarea [9] s-a arătat că diversificarea chimico-structurală a țițeiurilor din structura Mălăiești—Măgurele a fost influențată nu numai de funcțiile de loc și timp din istoria geologică, ci, în principal, de nivelul energiei necesare transformării materiei, mult mai ridicat în „tînărul" dacian față de „mai vîrstnicul" meoțian, pentru că în dacian participarea mineralelor radioactive și a radionuclizilor este mult mai mare, de unde și nivelul energetic al dezintegării nucleare este mai ridicat.

În prezenta cercetare zonală timpul geologic este același, *V*-urile au fost etanșe și ca atare temperaturile și presiunile au generat nivelul energiei de transformare (fig. 2), de unde și alcătuirea structurală a sistemelor de hidrocarburi apare dependentă de nivelul energiei de transformare termo-radioactiv-catalitică.

Prezența radionuclizilor în doggerul din jurul batolitului [6; 10] a asigurat, prin nivelul energetic ridicat [9; 11; 13], dehidrogenarea, care, punînd în libertate H atomic, a contribuit la saturarea ciclurilor aromatice, transformîndu-le la ciclurile naftenice, pentru care fapt (tab. 1) C'_A a scăzut, în timp ce C'_N a crescut, îndeosebi pentru sistemul Mitrofani.

Ruperea ciclurilor se datorează [9; 11; 13] atît nivelului energetic ridicat, generat de dezintegrarea radionuclizilor, cît și prezenței catalizatorilor radioactivi de tip zeolitic și montmorillonitic legat tridimensional [3; 6; 10], situații ce au condus la creșterea participării carbonului parafinic C'_P, reducerea participărilor structurilor C'_A și C'_N, cazurile blocului căzut de la Șimnic (tab. 1), blocul de la Cierți, zăcămîntul de la Iancu Jianu.

Ciclizarea, observată în tabelul 1, s-a asociat [11] de mecanismul de cataliză, generat de prezența radionuclizilor, după schema:

$$n\,CH_2 \rightarrow C_nH_{2n}$$

$$C_n H_{2n} + H_2 \rightarrow C_nH_{2n+2}$$

observabilă și în doggerul zăcămintelor Ciurești și Ghercești.

Complexitatea structurală, fizico-chimică a transformărilor din zăcămînt solicită în continuare cercetări aprofundate, pentru a da explicații cît mai complete acestui fenomen atît de complex din geneza sistemelor de hidrocarburi fluide.

Bibliografie

[1] Creangă, C. et colab. *Les pétroles bruts roumains dans la classification Carpatica.* Revue de chimie, t. VII, nr. 1, 1962, Academ. de la République Populaire Roumaine.

[2] *** I.C.P.P.G. Cîmpina. Proiecte de exploatare.

[3] Pârcălăbescu, D. I. *Contribuție la cunoașterea compoziției chimice a mediului solid din doggerul unor zăcăminte de hidrocarburi fluide din Platforma moesică.* Petrol și Gaze, v. 20, nr. 4, 1969.

[4] Pârcălăbescu, D. I. *Cîteva considerații fizico-chimice și geochimice asupra unor țițeiuri din România.* Mine, Petrol și Gaze, v. 30, nr. 10, 1979.

[5] Pârcălăbescu, D. I. *Asupra energiei sistemelor de hidrocarburi fluide în condiții de zăcămînt.* Mine, Petrol și Gaze, v. 30, nr. 11—12, 1979.

[6] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Considerații petrologice în legătură cu formarea pegmatitelor din batolitul Leu-Balș-Mogoșești.* Mine, Petrol și Gaze, v. 36, nr. 6, 1985.

[7] Pârcălăbescu, D. I., Ismailov, K. K. *Prognozarea stărilor de agregare ale sistemelor de hidrocarburi fluide în procesele de exploatare folosind datele analizelor geochimice și fizico-chimice.* Mine, Petrol și Gaze, v. 36, nr. 9, 1985.

[8] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Cercetări roentgenostructurale și chimico-spectrale asupra unor carote extrase de la adîncime din zona Căciulata-Cozia.* Mine, Petrol și Gaze, v. 38, nr. 9, 1987.

[9] Pârcălăbescu, D. I., Brebeanu, Gh., Nistor, I. *Asupra alcătuirii chimico-structurale a țițeiurilor din structura Mălăiești—Măgurele și unele supoziții de geneză.* Mine, Petrol și Gaze, v. 39, nr. 11, 1988.

[10] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Asupra compoziției chimico-mineralogice a mediului solid din structura Mitrofani.* Mine, Petrol și Gaze, v. 39, nr. 1, 1989.

[11] Pârcălăbescu, D. I. ș. a. *Contribuție la cunoașterea compoziției chimice a fluidelor din zăcămîntul dogger al structurii Mitrofani.* Mine, Petrol și Gaze, v. 40, nr. 3, 1989.

[12] Pârcălăbescu, D. I., Besnea, D. *Modificări structurale ale țițeiurilor în procesele de exploatare.* Mine, Petrol și Gaze, v. 40, nr. 4, 1989.

[13] Pârcălăbescu, D. I., Brebeanu, Gh. *Asupra compoziției chimice a hidrocarburilor lichide din zăcămintele albian—Lebăda și dogger—Mitrofani.* Mine, Petrol și Gaze, v. 40, 1989.

Variaţia presiunii în lungul coloanei de extracţie la sondele de gaze

Şef. lucr. dr. ing. N. Niculescu
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Ascensiunea gazelor este însoţită de variaţia parametrilor de stare. Pentru stabilirea tehnologiilor de extracţie şi pentru alegerea instalaţiilor de adîncime şi de suprafaţă sînt necesare relaţii care să permită calcularea parametrilor de stare în ascensiunea gazelor.

Gradientul total de presiune la ascensiune este:

$$\frac{dp}{dh} = \left(\frac{dp}{dh}\right)_a + \left(\frac{dp}{dh}\right)_{fr} + \left(\frac{dp}{dh}\right)_g, \qquad (1)$$

în care:

$\frac{dp}{dh}$ este gradientul total de presiune;

$\left(\frac{dp}{dh}\right)_a$ reprezintă acea parte a gradientului total care este consumată pentru învingerea forţelor inerţiale şi a căror valoare este mare la pornirea şi la oprirea sondei, precum şi la modificarea debitului extras pînă în momentul stabilizării curgerii. După stabilizarea curgerii $\left(\frac{dp}{dh}\right)_a$ devine zero.

$\left(\frac{dp}{dh}\right)_{fr}$ reprezintă acea parte a gradientului total consumată pentru învingerea frecărilor.

$\left(\frac{dp}{dh}\right)_g$ reprezintă acea parte a gradientului total consumată pentru învingerea greutăţii gazului în ascensiune.

Considerînd un element de conductă de lungime dl între secţiunile 1 şi 2 aflate la o diferenţă de cotă dh (fig. 1), conducta făcînd cu planul orizontal unghiul α, sensul curgerii fiind indicat de săgeată, după stabilizarea regimului de curgere, gradientul total va fi:

$$\frac{dp}{dh} = \left(\frac{dp}{dh}\right)_{fr} + \left(\frac{dp}{dh}\right)_g, \qquad (2)$$

rezultînd:

$$dp = dp_{fr} + dp_g \qquad (3)$$

Potrivit relaţiei Weisbach-Darcy:

$$dp_{fr} = -\lambda \frac{w^2}{2} \rho \frac{dl}{D}, \qquad (4)$$

în care:

λ este coeficientul de pierderi liniare de sarcină;

w — viteza gazului, în $\frac{m}{s}$;

ρ — masa specifică, în kg/m^3;

D — diametrul interior al conductei, în m.

Expresia dp_g este dată de relaţia:

$$dp_g = -\rho g dh, \qquad (5)$$

în care:

g este acceleraţia gravitaţională.

Dacă se ţine seama că $dh = dl \sin\alpha$, relaţia (3) are forma:

$$dp = -\lambda \frac{w^2}{2} \rho \frac{dl}{D} - \rho g dl \sin\alpha. \qquad (6)$$

Din ecuaţia continuităţii scrisă pentru debitul masic de gaze rezultă:

$$w = \frac{GZRT}{SMp}, \qquad (7)$$

în care:

G este debitul masic, în $\frac{kg}{s}$;

S — secţiunea de curgere, $S = \frac{\pi D^2}{4}$;

M — masa moleculară a gazului, în kg/kmol;

Z — factorul de neidealitate al gazelor;

R — constanta universală a gazelor, în J/kmol K;

T — temperatura gazului, în K;

p — presiunea, în N/m^2.

Relaţia (6) devine:

$$dp = -\lambda \frac{G^2 ZRT}{S^2 MpD} dl - \frac{Mp}{ZRT} g dl \sin\alpha.$$

În această relaţie admitem pentru factorul de neidealitate Z o valoare Z_m pe care o considerăm independentă de presiune. De asemenea, pentru temperatura T considerăm o valoare T_m constantă. Erorile introduse de aceste considerente urmează să fie compensate la rezolvarea ecuaţiei obţinute după integrarea relaţiei (8), astfel că relaţia va avea forma:

$$dp = -\lambda \frac{G^2 Z_m RT_m}{S^2 MpD} dl - \frac{Mp}{Z_m RT_m} g\, dl \sin\alpha. \qquad (8)$$

Relația (8) se integrează între limitele l_1, unde presiunea este p_1, și l_2, unde presiunea este p_2, obținînd ecuația :

$$p_1^2 = p_2^2 e^{\frac{2Mg(l_2 - l_1)\sin\alpha}{ZmRTm}} + \lambda \frac{G^2 Z_m^2 R^2 T_m^2}{2gDS^2 M^2 \sin\alpha}\left(e^{\frac{2Mg(l_2 - l_1)\sin\alpha}{ZmRTm}} - 1\right). \quad (9)$$

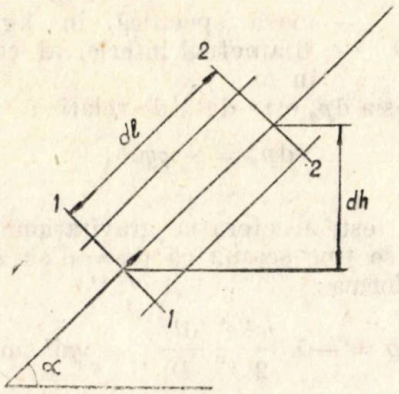


Fig. 2

Dacă considerăm punctul de referință la capătul inițial, deci $l_1 = 0$, p_1 fiind presiunea la capătul inițial, iar p_2 presiunea la distanța l măsurată de la capătul inițial, relația devine :

$$p_1^2 = p_2^2 e^{\frac{2Mgl\sin\alpha}{ZmRTm}} + \lambda \frac{G^2 Z_m^2 R^2 T_m^2}{2gDS^2 M^2 \sin\alpha}\left(e^{\frac{2Mgl\sin\alpha}{ZmRTm}} - 1\right). \quad (10)$$

Relația (10) se poate particulariza pentru următoarele cazuri.

Variația presiunii în coloane statice de gaze, respectiv variația presiunii în sonde de gaze închise. Pentru acest caz $\alpha = 90°$ și sonda fiind închisă $G = 0$, rezultă :

$$p_1 = p_2 e^{\frac{MgL}{ZmRTm}}, \quad (11)$$

în care am notat cu L adîncimea de fixare a șiului coloanei de extracție, p_2 este presiunea citită la capul de erupție, iar p_1 este presiunea gazelor la șiul coloanei de extracție. Celelalte notații au semnificațiile prezentate anterior.

Variația presiunii în coloane dinamice de gaze, curgere omogenă fază unică gazoasă, respectiv în coloana de extracție cînd sonda produce ; în acest caz $\alpha = 90°$ și $S = \frac{\pi d_i^2}{4}$,

unde :

d_i este diametrul interior al coloanei de extracție, deci D din relația (10) devine d_i ;

p_1 — presiunea în sondă la șiul coloanei de extracție, în N/m² ;

p_2 — presiunea gazelor la capul de erupție în țevi, de asemenea, în N/m².

$$p_1^2 = p_2^2 e^{\frac{2MgL}{ZmRTm}} + \lambda \frac{8q_0^2\rho_0^2 Z_m^2 R^2 T_m^2}{\pi^2 d_i^5 M^2 g}\left(e^{\frac{2MgL}{ZmRTm}} - 1\right), \quad (12)$$

unde s-a ținut seama de faptul că :

$$G = q_0 \cdot \rho_0, \quad (13)$$

în care :

q_0 este debitul volumic, în m³/s ;

ρ_0 — masa specifică a gazului, în kg/m³.

Dacă extracția gazelor se face prin spațiul inelar dintre coloana de extracție și coloana de exploatare, în relația (10) se intrdouce :

$$S = \frac{\pi}{4}(D_i^2 - d_e^2), \quad (14)$$

în care D_i este diametrul inteior al coloanei de exploatare și d_e este diametrul exterior al coloanei de extracție, iar în locul diametrului D se introduce diametrul echivalent. În lucrarea [10] este particularizată ecuația (10) și pentru curgerea simultană prin țevi și coloană.

În calcularea pierderii de presiune la curgerea gazelor prin coloane de extracție, deosebit de importantă este stabilirea valorii coeficientului de pierderi de sarcină λ. În lucrările de specialitate [1 ; 2 ; 3 ; 4] sînt prezentate modalitățile de calculare a valorii coeficientului λ în raport cu regimul de curgere. Astfel, pentru regim laminar și pentru regim turbulent neted se recomandă relații de tipul $\lambda = \lambda(R_e)$,

unde :

$$R_e = \frac{\rho w d_i}{\mu} = \frac{w d_i}{\nu}, \quad (15)$$

pentru curgerea prin țevi

și :

$$Re = \frac{\rho w(D_i - d_e)}{\mu} = \frac{w(D_i - d_e)}{\nu}, \quad (16)$$

pentru curgerea prin spațiul inelar dintre coloana de exploatare și coloana de extracție ; s-a notat cu μ și ν viscozitatea dinamică, respectiv cinematică a gazelor. În cazul curgerii în regim turbulent tranzitoriu (mixt) se recomandă relații de tipul $\lambda = \lambda(Re, \bar{k})$, unde $\bar{k}$ este rugozitatea relativă $\left(\bar{k} = \frac{k}{d_i}\right)$, iar k este rugozitatea absolută. În cazul curgerii în regim turbulent rugos, se recomandă relații de tipul $\lambda = \lambda(\bar{k})$.

Din practica I.C.P.P.G. filiala Mediaș, avînd la bază măsurări efectuate în șantierele de

extracția gazului metan din țară, se recomandă [5; 6] următoarele relații de calcul pentru coeficientul λ:

- pentru: $Re \leqslant 2190$,

$$\lambda = \frac{64}{Re}; \tag{17}$$

- pentru: $2\,190 < Re \leqslant 3\,000$,

$$\lambda = 0{,}0135 \cdot 10^{-3} Re; \tag{18}$$

- pentru: $3\,000 < Re \leqslant 10^5$,

$$\lambda = 0{,}316\ Re^{-0{,}25}; \tag{19}$$

- pentru: $10^5 < Re \leqslant 8 \cdot 10^5$,

$$\lambda = 0{,}094 \cdot d^{-0{,}33}; \tag{20}$$

- pentru: $8\,10^5 < Re \leqslant 4{,}5 \cdot 10^6$,

$$\lambda = 0{,}224\ Re^{-0{,}185}. \tag{21}$$

În [14] se prezintă modul de determinare a coeficientului de pierderi de sarcină λ folosind măsurările de presiune efectuate la sonde.

Coloane dinamice de gaze, curgere neomogenă gaze+solide. Se înțelege că la stabilirea tehnologiei de extracție se va urmări ca debitul sondei să fie în așa fel stabilit, încît în zona adiacentă sondei gazele în mișcare să nu aibă acțiune mecanică asupra rocii și, deci, să nu antreneze nisip în sondă. Dar din cauza mai multor factori geologo-tehnici și în timp suficient de mare, gazele antrenează în sondă nisip sau fragmente de rocă și o parte din aceste particule este transportată în lungul coloanei de extracție în instalația de suprafață.

Este evident că prezența nisipului în gazele aflate în ascensiune modifică parametrii de curgere. Pentru cazul unei sonde de gaze care produce cu nisip, la particularizarea relației (10) se înlocuiește masa specifică a gazului ρ cu o masă specifică aparentă ρ_a, aceasta din urmă calculată astfel, încît să se țină seama de prezența nisipului, cu relația:

$$\rho_a = \frac{Mp}{Z_m R T_m}(1 + r_n), \tag{22}$$

unde r_n este rația de nisip definită de raportul:

$$r_n = \frac{G}{G_n}, \tag{23}$$

unde G este debitul masic de gaze, în kg/24h, iar G_n este masa nisipului antrenat la suprafață, în kg/24 h; celelalte notații au semnificațiile prezentate mai sus. Din particularizarea relației (10) rezultă:

$$p_1^2 = p_2^2 e^{\frac{2M(1+r_n)gL}{Z_m R T_m}} + \\ + \frac{8\,\lambda_s q_0^2 \rho_a^2 Z_m^2 R^2 T_m^2}{\pi^2 d_i^5 M^2 (1+r_n)^2 g}\left[e^{\frac{2M(1+r_n)gL}{Z_m R T_m}} - 1\right], \tag{24}$$

unde λ_s este coeficientul de pierderi de sarcină corectat pentru curgerea gazelor cu solide folosind relația Uspenski — Hao Lu Lin [7; 9]

$$\lambda_s = \lambda(1 + 1{,}1\, r_n), \tag{25}$$

în care λ este coeficientul de pierderi de sarcină dacă gazul ar curge fără solide, iar r_n este rația de nisip dată de relația (23). Pentru a determina diametrul nisipului care poate fi evacuat din sondă cînd sonda produce un anumit debit de gaze căruia îi corespunde o viteză ascensională w, se poate utiliza relația lui Rittinger:

$$d_n = \left(\frac{w}{k}\right)^2 \frac{3c}{4g} \frac{\rho}{\rho_r - \rho}, \tag{26}$$

în care:

d_n este diametrul particulelor de nisip sau rocă, în m;
w — viteza ascensională a gazelor, în m/s;
k — factorul de corecție care ține seama de alunecare;
c — coeficientul de rezistență aerodinamică;
g — accelerația gravitațională, în m/s;
ρ și ρ_r — masele specifice ale gazului și respectiv rocii, în kg/m^3.

Pentru factorul de corecție k se recomandă valori cuprinse între 1, 2 și 1,3, iar coeficientul de rezistență aerodinamică are valori în funcție de forma particulelor. În [9] se recomandă pentru fragmente de gresie și nisip $c = 0{,}805$, iar pentru particule de calcar $c = 1{,}4$. Relația (26) poate fi utilizată și pentru a determina ce debit este necesar pentru a asigura evacuarea din sondă a nisipului de o anumită granulație. Cum, de regulă, la alegerea diametrului coloanei de extracție se pune condiția ca viteza gazelor să fie mai mică de 10 m/s, rezultă, utilizînd relația (26), că pentru condiția limită de $w = 10$ m/s din sondă pot fi evacuate particulele de nisip cu $d_n \leqslant 1{,}23 \cdot 10^{-3}$ m.

Coloane dinamice de gaze, curgere neomogenă gaze împreună cu alte faze fluide și solide În ascensiunea prin țevile de extracție sînt prezente mai multe faze fluide, spre exemplu gaze cu apă de zăcămînt și (sau) condensat în prezența sau absența nisipului. În aceste cazuri nu pot fi aplicate legile curgerii omogene. Amestecul este neomogen și, în ascensiune, cu scăderea presiunii se modifică proprietățile fazelor fluide, precum și structura amestecului. Din cauza destinderii gazelor, debitul volumic al fazei gazoase crește și suprafața ocupată de această fază în secțiunea de curgere se schimbă. Din cauza diferențelor de mase specifice, gazele au o mișcare ascensională relativă în raport cu celelalte faze fluide și cu faza solidă după cum lichidele se vor deplasa mai repede în raport cu particulele solide, ceea ce duce la modificarea permanentă a secțiunilor de curgere și a densi-

tăţii amestecului, aceste mişcări relative între faze fiind responsabile de consumarea unei părţi din energia mişcării. Prezenţa nisipului măreşte pierderile de energie din frecări şi, de asemenea, măreşte acea parte a gradientului total consumată pentru învingerea greutăţii proprii a amestecului. Pentru ascensiunea neomogenă în absenţa nisipului poate fi aplicată una din teoriile de ascensiune elaborate pentru ascensiunea amestecului în cazul sondelor de ţiţei care produc în erupţie naturală sau erupţie artificială teorii pe larg prezentate în [12; 13, 15]. În cazul aplicării uneia din aceste teorii, sînt asbolut necesare o serie de cercetări de laborator în condiţiile de presiune şi temperatură din ţevile de extracţie pentru cunoaşterea unor parametri ca: volumul fazelor, masele specifice, viscozităţile fazelor şi tensiunile interfaciale. Cu toate acestea, rezultatele rămîn aproximative. Numărul mare de teorii şi metode propuse pentru determinarea parametrilor de stare la ascensiunea multifazică demonstrează faptul că problema nu este pe deplin rezolvată, fiecare din aceste teorii avînd domenii de aplicare limitate de măsura în care condiţiile de aplicare se identifică cu condiţiile pentru care au fost stabilite relaţiile de calcul.

Curgerea gazelor în conducte de aducţiune

Relaţia (10) poate fi particularizată şi pentru conducte orizontale, rezultînd relaţia care ne perite calcularea presiunii în conductele de aducţiune. În acest caz, $\alpha = 0$, rezultă $\sin \alpha = 0$. Pentru a ridica nedeterminarea care apare din anularea numitorului de la termenul doi din membrul drept se dezvoltă în serie funcţia $exp \frac{2M_g l \sin \alpha}{Z_m R T_m}$ dezvoltare din care luăm numai primii doi termeni rezultînd:

$$p_{CE}^2 = p_{is}^2 + \frac{16 \lambda q_0^2 \rho_0^2 Z_m R T_m}{\pi^2 d^5 M} l_c$$

utilizată mai mult sub forma:

$$p_{is} = \sqrt{p_{CE}^2 - \frac{16 \lambda q_0^2 \rho_0^2 Z_m R T_m}{\pi^2 d^5 M} l_c} \qquad (27)$$

pentru calcularea presiunii cu care gazele ajung în instalaţia tehnologică a grupului (parcului).

Semnificaţiile notaţiilor din relaţia (27) sînt următoarele:

p_{CE} — presiunea gazelor la capul de erupţie reprezentînd şi capătul iniţial al conductei de aducţiune, în N/m^2;

p_{is} — presiunea gazelor la capătul final al conductei de aducţiune, reprezentînd de fapt intrarea în grup (parc), în N/m^2;

q_0 — debitul de gaze, în m_N^3/s;

ρ_0 — masa specifică a gazelor, în kg/m^3;

Z_m — este factorul de neidealitate pentru condiţii medii de presiune şi temperatură;

R — constanta universală a gazelor, în J/kmol·k;

T_m — temperatura medie a gazelor, în K;

d — diametrul interior al conductei de aducţiune, în m;

M — masa moleculară a gazelor, în kg/kmol;

l_c — lungimea conductei de aducţiune, în m.

Toate relaţiile obţinute din particularizarea relaţiei (10) s-au scris în condiţiile respectării unităţilor de măsură ale SI, conform STAS 737-82, şi în formele din prezenta lucrare pot fi utilizate pentru diverse gaze pure sau amestecuri de gaze. Pentru sondele de metan aceste relaţii pot căpăta o formă mai simplă, în sensul introducerii unor factori numerici în locul constantelor şi al parametrilor caracteristici metanului.

Bibliografie

[1] Briskman, A. ş.a. *Dobîcia i transport gaza.* Moskva, 1955.

[2] Creţu, I. *Hidraulica generală şi subterană,* Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti 1971.

[3] Katz, L. D. ş.a. *Handbook of natural gas engineering.* McGraw Hill Book Company, N. Y., Toronto, London, 1959.

[4] * * * VNII Gaz. *Instruktia po issledovaniu gazovîh skvajin.* Gostoptehizdat, Moskva, 1961.

[5] Svoronos, P., Oltean, I. *Proiectarea exploatării zăcămintelor de gaze.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1979.

[6] Vasilescu, C.A. ş. a. *Exploatarea raţională a gazelor naturale.* Ed. Academiei, Bucureşti, 1963.

[7] Macovei, N. *Hidraulica forajului.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1982.

[8] Moore, P. L. *Driling operations manual.* Petr. Publ. Co Tulsa, 1964.

[9] Ikoku Chu U. ş.a. *Determining volume requirements for air and gas drilling.* World Oil, dec. 1980.

[10] Puşcoiu, N. *Extracţia gazelor naturale.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1987.

[11] Niculescu, N., Popa, C. *Aspecte privind ascensiunea multifazică în coloane de extracţie.* Sesiunea de comunicări, Cîmpina, mai 1987.

[12] Ioachim, G., Popa, C. *Exploatarea zăcămintelor de ţiţei.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1979.

[13] Popescu, C. *Extracţia ţiţeiului prin erupţie artificială.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1977.

[14] Niculescu, N., Goran, N. *Extracţia gazelor, îndrumar lucrări practice.* I.P.G. Ploieşti 1989.

[15] Tocan, I. *Extracţia petrolului.* I.P.G. Ploieşti, 1977.

Etanşări la arborii amestecătoarelor laterale pentru rezervoare

Şef. lucr. dr. ing. Şt. Dărvăreanu
prof. dr. ing. Şt. Teodorescu
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

În industria petrolului, procesele de amestecare, omogenizare, compoundare şi activizare a transferului de căldură a fluidelor depozitate în rezervoare verticale se realizează cu amestecătoare cu elice, fixate lateral la mantaua cilindrică.

Elicea în consolă pe arborele amestecătorului se află în interiorul rezervorului.

Etanşarea arborelui se realizează, în funcţie de fluidul depozitat în rezervor, cu garnituri tip manşetă de rotaţie sau cu sistemul de etanşare frontal.

Sistemul de etanşare cu garnituri tip manşetă de rotaţie se foloseşte în construcţia amestecătoarelor laterale utilizate pentru amestecarea ţiţeiului, motorinei, uleiurilor sau a altor fluide petroliere alifatice. Garniturile sînt din amestec de cauciuc de calitate, vulcanizat pe suport pînzat rezistent.

Sistemul de etanşare frontal se utilizează în construcţia amestecătoarelor laterale la care în rezervor se depozitează combustibil lichid ca benzină sau alte produse petroliere similare. Acest sistem este definit prin inelul fix, din carbon grafitat sau material ceramic, şi inelul mobil, din oţel.

În funcţionarea amestecătoarelor laterale are loc uzură pe feţele de contact ale garniturii manşetă cu arborele şi respectiv a suprafeţei frontale încărcată cu relit a inelului mobil, din oţel, în contact cu inelul fix, din carbon sau material ceramic.

Uzura acestora implică repararea sistemului de etanşare, respectiv înlocuirea garniturilor sau a inelelor etanşării frontale.

Operaţia de reparare a sistemului de etanşare la amestecătoarele laterale fabricate de diferite firme străine necesită golirea rezervorului, demontarea amestecătorului de la rezervor şi maşini şi utilaje de ridicat pentru a transporta amestecătorul din parcul de rezervoare la atelierul mecanic.

La proiectarea în cadrul Institutului de Petrol şi Gaze Ploieşti a amestecătoarelor laterale pentru rezervoare, s-a ţinut seama de considerentele prezentate, cît şi de cerinţa de a realiza reparaţia la sistemul de etanşare din exteriorul rezervorului, chiar cînd în acesta se află fluid depozitat şi fără a demonta şi transporta amestecătorul de la rezervor la atelier.

Au fost concepute două sisteme de etanşare, în funcţie de proprietăţile fluidelor petroliere depozitate în rezervoare.

În figura 1, se prezintă o variantă a sistemului de etanşare cu garnituri manşetă, cu etanşare normală în dublă treaptă, pentru condiţii de regim şi etanşare de avarie cu cap conic, într-o singură treaptă.

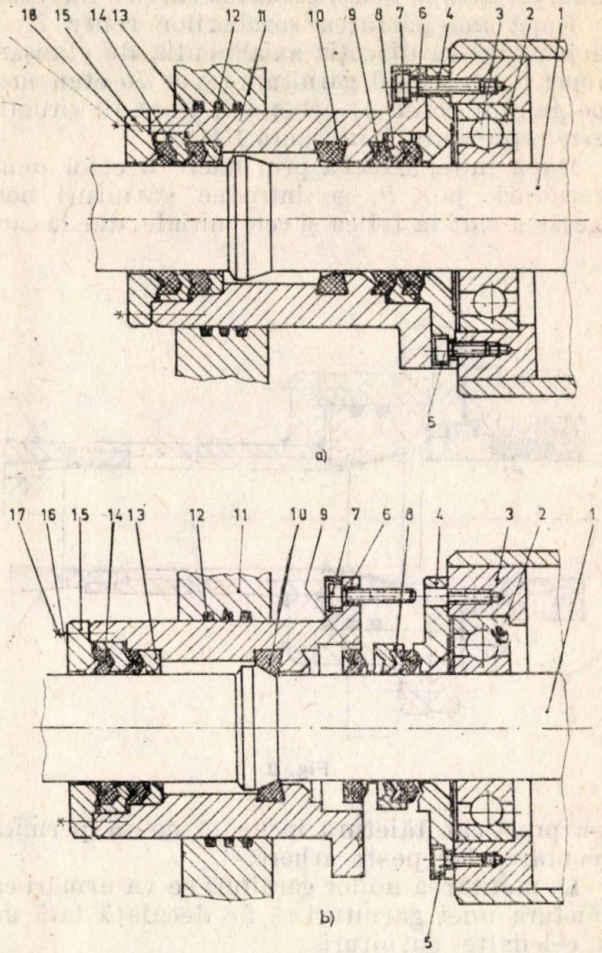


Fig. 1

Etanşarea normală în dublă treaptă este formată din garniturile manşetă, reper *9*, cu buza de etanşare pe arborele în rotaţie. Treapta întîi este situată spre interiorul rezervorului, în zona reperului *14*, iar treapta a doua este în zona reperului *8*.

Etanşarea de avarie, cu amestecătorul oprit, o formează garnitura reper *10*, cu suprafaţa conică în contact cu gulerul conic al arborelui amestecătorului.

La treapta a doua a etanşării normale se execută intervenţia de reparaţie a etanşării pentru a permite funcţionarea amestecătorului pînă la golirea normală tehnologică a fluidului din rezervor.

În timpul funcționării amestecătorului se urmăresc scăpările produsului depozitat în rezervor, la orificiul de curgere cu dop filetat. Acest orificiu este practicat la carcasa reper *6*, dar nu este prezentat în figura 1.

Reparația etanșării în caz de avarie începe după oprirea funcționării amestecătorului, scoaterea motorului electric de sub tensiune și asigurarea măsurilor de tehnica securității muncii și pază contra incendiilor, prin proiectarea unui jet de apă asupra zonei la care se lucrează.

După îndepărtarea șuruburilor reper *7*, se deplasează în direcția axială cutia de etanșare reper *6*, pînă cînd garnitura reper *10* etanșează pe gulerul conic al arborelui. Această situație este reprezentată în figura 1 *b*.

După îndepărtarea prin tăiere a celor două garnituri, poz. *9*, se introduc garnituri noi. Acestea sînt la fel ca și cele inițiale, dar la care

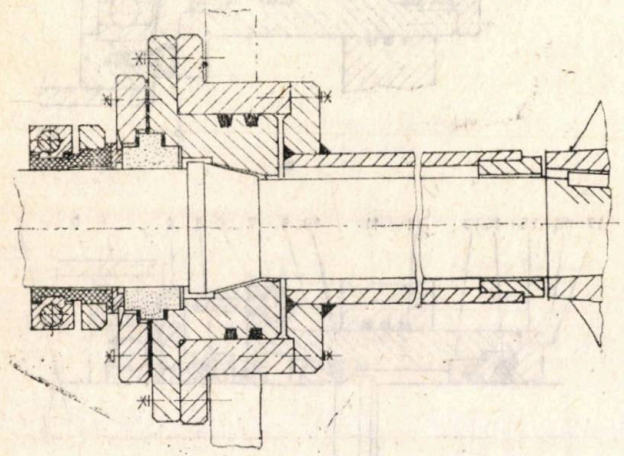


Fig. 2

s-a practicat tăietura înclinată ca să permită montarea lor peste arbore.

La montarea noilor garnituri se va urmări ca tăietura unei garnituri să fie decalată față de a celeilalte garnituri.

După fixarea în poziția inițială a cutiei reper *6*, amestecătorul poate funcționa pînă la golirea normală a rezervorului, urmînd a se repara sistemul de etanșare cu garnituri normale la ambele trepte de etanșare.

Sistemul de etanșare prezentat, construit în două tipodimensiuni, se află la amestecătoarele ABCM-40 și ABRM-30, în tipodimensiunea garniturii de Ø 85 mm, și la amestecătoarele AFRM-17, AFRM-10 și AFRM-5,5, în tipodimensiunea garniturii de Ø 60 mm.

Cea de-a doua variantă a sistemului de etanșare cu garnituri manșetă este prezentată în figura 2. Este formată din treapta întîi a primei variante și din sistemul de închidere cu cap conic, pentru cazuri de avarie sau cînd se înlocuiesc garniturile manșetă uzate.

Această variantă de etanșare se găsește la amestecătorul tip AFPM-10.

Cel de-al doilea sistem de etanșare al amestecătoarelor laterale pentru rezervoare este sistemul de etanșare frontal, întîlnit frecvent la pompele centrifugale pentru produse petroliere albe.

Etanșarea frontală este specifică arborilor în rotație și se fabrică la I.M.P.F. Odorhei, în 30 de tiposerii. Din acestea în construcția amestecătoarelor laterale pentru rezervoare, se folosește tiposeria FP 300-085 la amestecătorul tip AFRF-30 și tiposeria FF 300-070 la amesecătoarele tip AFPF-30 și AFPF-10.

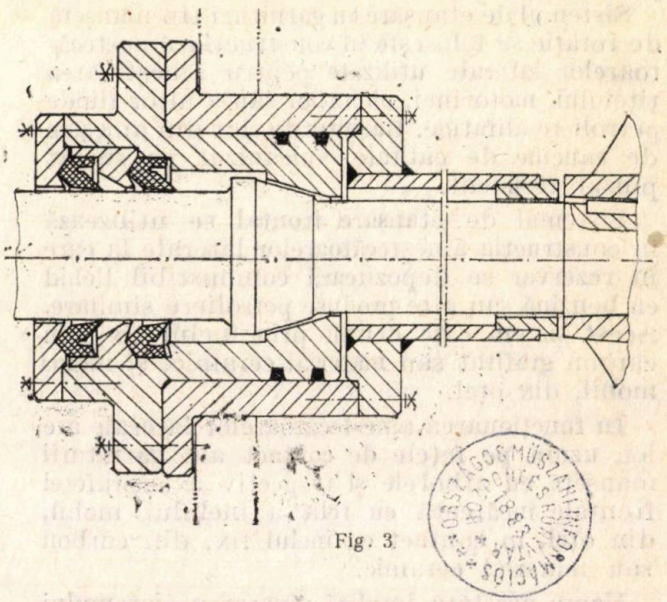


Fig. 3

În figura 3 se prezintă sistemul de etanșare al amestecătoarelor laterale pentru rezervoare ce folosesc etanșare frontală, pentru condiții de lucru și sistem de închidere cu cap conic, pentru cazurile de avarii sau în timpul înlocuirii elementelor uzate ale etanșării frontale.

Acest sistem de etanșare este folosit în construcția amestecătorului lateral AFPF-10.

Bibliografie

[1] Dărvăreanu, Șt. ș.a. Lucrare de contract de cercetare, nr. 53/1976, 94/1977, 85/1978, 93/1979, 93/1980, 103/1981, 15/1983, 16/1983, 29/1983, 11/1987.

[2] Soare, S. *Procese hidrodinamice*. Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1979.

[3] Sterbacek, Z. ș.a. *Amestecarea*. Ed. Tehnică, București, 1969.

CCITPSM

CENTRUL DE CERCETARI, INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI PENTRU SECURITATE MINIERA

2675 Petroşani - str. Dr. Petru Groza nr. 32 - 34
tel. 41621, 41622 (centrala); 42233 (secretariat)

EXECUTA LUCRARI DE CERCETARE SI INGINERIE TEHNOLOGICA IN DOMENIILE:

- explozivi şi materiale de iniţiere;
- tehnologii de împuşcare;
- metode şi mijloace tehnice de limitare a exploziilor;
- aeraj general şi parţial;
- degazarea minelor;
- prevenirea şi combaterea metanului, a altor gaze şi pulberi explozive sau toxice;
- prevenirea şi combaterea focurilor endogene şi a incendiilor;
- prevenirea şi combaterea prafului pneumoconiotic, a zgomotului, vibraţiilor în subteran, cariere şi uzine de preparare;
- psihologia muncii;
- salvare minieră;
- perfecţionarea tipurilor de protecţie ale echipamentelor electrice antigrizutoase şi antiexplozive;
- materiale pentru atmosfere potenţial explozive;
- protecţia reţelelor electrice miniere;

EFECTUEAZA SERVICII DE SPECIALITATE PRIVIND:

- verificarea materialelor explozive;
- asistenţă tehnică la lucrările de împuşcare speciale (demolări, împuşcări subacvatice, pentru protecţia obiectivelor faţă de acţiunea seismică a exploziilor etc.);
- analize fizico-chimice;
- instruire laboranţi pentru analize pulberi şi gaze;
- instruire-reinstruire salvatori, verificare şi reparare aparatură salvare şi autosalvare;
- testarea psihologică a personalului;
- elaborează şi livrează material de propagandă de protecţia muncii;
- verificarea, încercarea şi atestarea echipamentelor şi materialelor pentru atmosfere potenţial explozive;
- asistenţă tehnică la lichidarea avariilor şi stabilirea măsurilor de tehnica securităţii.

INTREPRINDEREA DE UTILAJ MINIER

PETROSANI, str. Republicii nr. 1, cod 2675, tel. 42820

PRODUCE SI LIVREAZA:

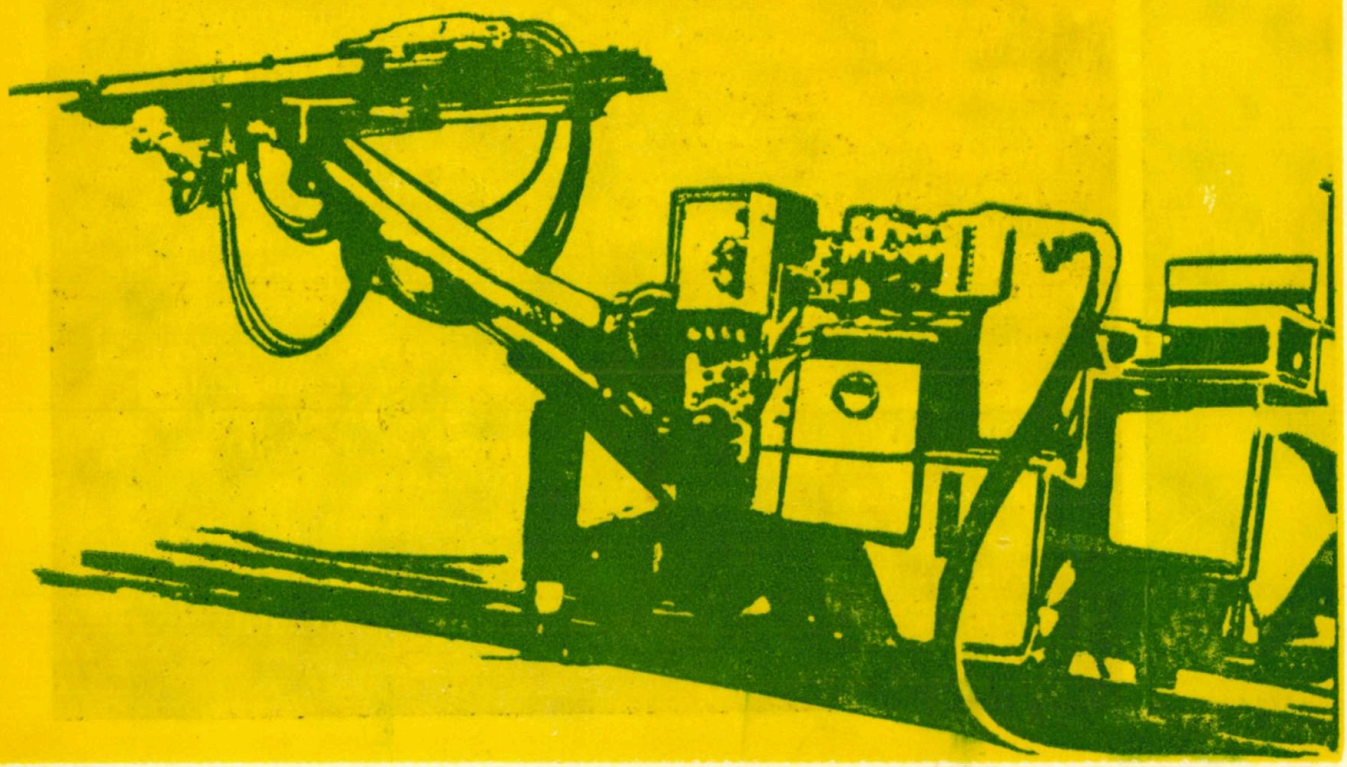
SUSTINERE MECANIZATA DE ABATAJ TIP SMA-2

Caracteristici tehnice:

- înălţime minimă, 2000 mm;
- înălţime maximă, 3100 mm;
- portanţa susţinerii, 2x1000 kN;
- lichid de lucru, apă + 5% ulei emulsionabil;
- presiunea lichidului, 315 bar;
- înclinarea maximă pe direcţie, ± 15°;
- înclinarea maximă pe transversală, ± 45°;
- masa pe secţie, 11600 kg.

PRODUS LA NIVEL MONDIAL

ADAPTABILITATE PENTRU ORICE CONDITII DE LUCRU DIN VALEA JIULUI.



E 1445

MINE PETROL GAZE

BUCUREŞTI - ROMÂNIA * Vol. 41, martie 1990 3

MINISTERUL PETROLULUI

Intreprinderea de reparatii utilaj electric, automatizari si radiocomunicatii

EXECUTA:

- confecţii de echipamente electrice, prefabricate de forţă, distribuţie, automatizări şi radiocomunicaţii specifice industriei petroliere;
- reparaţii de motoare, transformatoare, aparataje elecrtice;
- reparaţii şi confecţii de scule de foraj extracţie;
- activitate de service în legătură cu aceste activităţi.

IRUEAR CIMPINA, str. BOBILNA nr. 44
jud. PRAHOVA, telex 19625
telefon 973/35751, 35781, 35071

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XLI

Nr. 3 1990

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1983

CUPRINS

Cozma, Şt. **Cunoaştere şi risc în explorarea şi valorificarea zăcămintelor din zona cristalină nordică a Carpaţilor Orientali** 106

Medveş, E. **Clasificarea tipurilor de acoperiş proprii zăcămintelor de cărbune din România** 111

Ranca, P., Bolba, Gh., Vădan, D., Iancu, E. **Buclă de reglaj automat al alimentării morilor de micronizare** 121

Boia, C., Vişa, Gh., Prelipceanu Dana **Sistem automat de reglare a nivelului în celulele de flotaţie pneumatice** 123

Cornea, Z. **Mărimea încărcăturilor explozive alungite din găurile de mină** 125

Horoşanu, Gh. **Dimensionarea staţiilor de pompe în cariere** 129

Bucur, N., Rusu, M.A., Sandu Victoria-Doina, Duda, Gh. **Analiza toxicologică a reactivului colector de flotaţie RC-*24*** 132

Niculescu, N. **Variaţia temperaturii în lungul coloanei de extracţie la sondele de gaze** 134

Stan, Al. D. **Regimul dinamic al pierderilor de gaze din conductele de transport** 137

Plaviţă Ramona **Consideraţii asupra seismicităţii induse în exploatarea apelor geotermale în zona Oradea** 143

Pavel, A., Kulin M., Ştefănescu, P. **EXAPULMAG — Aparate portative pentru examinarea nedistructivă cu pulberi magnetice a oţelurilor şi sudurilor** 149

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte: ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu**; **vicepreşedinţi:** dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru**; **membri:** ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing. **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Gâf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Mărăscu**, ing. **Ion Mitrea**, dr. ing. **Florea Neagu**, ing. **Nicolae Pantilie**, ing. **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, dipl. univ. **Elena Vrânceanu**, redactor.

REZUMATE

C.Z. 549 : 622.12/14

Cozma, Ş t. *Cunoaştere şi risc în explorarea şi valorificarea zăcămintelor din zona cristalină nordică a Carpaţilor Orientali*

Se analizează gradul de precizie în evaluarea parametrilor geologici, variabilitatea mărimilor geologice, precum şi riscurile în explorare specifice zăcămintelor extrem de tectonizate.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.284 : 622.285

Medveş, E. *Clasificarea tipurilor de acoperiş proprii zăcămintelor de cărbune din România*

Autorul propune o clasificare a acoperişurilor care alcătuiesc tavanul abatajelor în funcţie de dirijabilitatea acestora, avînd la bază criterii calitative şi cantitative ce stabilesc interdependenţa dintre zona de acoperiş îndepărtat, apropiat şi susţinerea mecanizată cu parametrii ei caracteristici.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.735 : 622.7.01.5

Ranca, P. ş. a. *Buclă de reglaj automat al alimentării morilor de micronizare*

Bucla de reglaj automat asigură o alimentare optimă şi continuă cu material a morii de micronizare, elimină funcţionarea în gol, conduce la creşterea productivităţii utilajului şi la îmbunătăţirea calităţii minereului măcinat.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.765.05

Boia, C., Vişa, Gh., Prelipceanu Dana *Sistem automat de reglare a nivelului în celulele de flotaţie pneumatice*

Se prezintă un sistem de reglaj al nivelului în celulele de flotaţie pneumatice, utilizînd traductorul de nivel de imersor tip FE-7BT. Sistemul de reglaj discontinuu tripoziţional are o funcţionare mai stabilă şi mai puţin sensibilă la variaţii ale parametrilor. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.235.1 : 622.235.3

Cornea, Z. *Mărimea încărcăturilor explozive alungite din găurile de mină*

Se prezintă modul de determinare a încărcăturilor alungite, posibilitatea de constituire a acestora, mărimea saltului optim posibil de realizat şi consumul specific de exploziv necesar în raport cu rezistenţa de rupere a rocilor la explozie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.271.5

Horoşanu, Gh. *Dimensionarea staţiilor de pompe în cariere*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.87

Bucur, N., Rusu, M. A., Sandu Victoria-Doina, Duda, Gh. *Analiza toxicologică a reactivului colector de flotaţie RC-24*

În baza rezultatelor testelor efectuate pe animale, se apreciază că reactivul RC-24 — utilizat în flotaţia minereurilor neferoase — poate fi folosit fără a determina efecte dăunătoare asupra organismului.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.245.1

Niculescu, N. *Variaţia temperaturii în lungul coloanei de extracţie la sondele de gaze*

Se prezintă modalitatea de determinare a distribuţiei temperaturii la sondele de gaze pe baza unor măsurări efectuate la sondele considerate reprezentative pe structură. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.692.4

Stan, Al. D. *Regimul dinamic al pierderilor de gaze din conductele de transport*

Se analizează problema depistării defectului pe conducta de transport gaze, regimul dinamic al pierderilor de gaze, precum şi rezultatele obţinute în urma experimentărilor privind stabilirea nivelului pierderilor dinamice faţă de pierderile statice. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.322

Plaviţă Ramona *Consideraţii asupra seismicităţii induse în exploatarea apelor geotermale în zona Oradea*

Sînt analizate toate elementele necesare evaluării riscului seismic : starea de tensiuni din zăcămînt, poziţia şi tipul faliei active, proprietăţile mecanice ale rocii, modelul de zăcămînt şi creşterea presiunii acviferului prin injecţia fluidelor.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 620.1

Pavel, A., Kulin, M., Ştefănescu, P. *EXAPULMAG — Aparate portative pentru examinarea nedistructivă cu pulberi magnetice a oţelurilor şi sudurilor*

Se prezintă caracteristicile tehnice principale pentru trei aparate distincte, din generaţia aparatelor portative EXAPULMAG, de concepţie şi construcţie românească (brevet R.S.R. nr. 95.591), privind examinarea nedistructivă PM a oţelurilor şi sudurilor. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

CONTENTS

C.Z. 549 : 622.12/14

Cozma, Şt. *Reality and risk factors when exploring and mining the deposits in the northern crystalline zone of the Eastern Carpathians*

The article analyses the degree of accuracy when assessing the geological parameters, the variability of geological as well as the specific risks involved in the mining of highly tectonized deposits (alignment mining, profile interpretation and spatial positioning).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.284 :622.285

Medveş, E. *A classification of roof types specific to the coal deposits of Romania*

The author proposes a classification of stope roofs according to their controllability, a classification which is based on qualitative and quantitative criteria, which establish the interdependency between the zone of remote and nearby roof as well as the powered supports and their specific parameters.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.735 : 622.7.01.5

Ranca, P. et al. *Automatic regulation loop for the feeding of micronisation mills*

The automatic regulation loop provides for the optimum and continuous feeding of micronisation mill, eliminates its idle running, for a better productivity as well as for a better quality of the product.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.765.05

Boia, C., Vişa, Gh., Prelipceanu Dana *Automatic system for the regulation of level in the pneumatic flotation cells*

The authors present a system for the regulation of level in the pneumatic flotation cells, making use of the submergence level transducer FE—7BT. The tripositional discontinuous regulation system is more stable in operation and is less sensitive to the variation of parameters.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.235.1 : 622.235.3

Cornea, Z. *The dimension of elongated explosive charges in boreholes*

The article presents the method for the determination of elongated charges, the possibility of their formation, the dimension of their possible optimum development and the specific explosive demand, taking into consideration the tensile strength of rocks during the blasting.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.271.5

Horoşanu, Gh. *The dimensioning of pump stations in open pits*

Taking into account the complex organisation of flow sheets in open pits, when special attention should be given to dewatering and water drainage, the author analyses the dimensioning of pump stations as well as of that of water drainage.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.87

Bucur, N., Rusu, N. A., Sandu Victoria-Doina, Duda, Gh. *The toxicological analysis of flotation reagent RC-24*

On the basis of test work on animals one can state that the flotation reagent RC-24, which has been used for the flotation of non-ferrous ores, can be utilized without any harmful effects on the human body.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.245.1

Niculescu, N. *The variation of temperature along the extracting column of gas wells*

The article presents the way of determining the temperature distribution in gas wells, on the basis of some measurements carried out at representative gas wells. The results allow for the calculation of gas temperature along the extracting columns in the case of different production capacities, so that one can find out the adequated operating practice for the prevention of hydrate formation.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.692.4

Stan, Al. D. *The dynamic regime of gas losses in transmission lines*

The article analyses the problem of finding the failures in a transmission line, the dynamic regime of gas losses as well as the results which have been achieved as a result of experiments regarding the level of dynamic losses as compared to static ones.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.32

Plaviţă Ramona *Considerations on the induced seismicity when recovering the geothermal water in the Oradea zone*

The article analyses the necessary elements for the evaluation of the seismical risk : the stress in the deposit, the position and type of the active fault, the mechanical properties of the rocks, the type of deposit and the rising of the aquiferous by fluid injection.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 620.

Pavel, A., Kulin, M., Ştefănescu, P. *EXAPULMAG — portable equipment for the nondestructive examination of steel and welding operations*

The authors present the main technical characteristics of three different instruments, belonging to the EXAPULMAG portable generation, of Romanian design and making (Romanian patent no. 95.591), for the nondestructive examination of steel and welding operations.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

СОДЕРЖАНИЕ

УДК 549: 622.12/14

Козма, Ш т. *Познание и риск в разведке и рациональном использовании в северной кристаллической зоне Восточных Карпатов*

Анализирован уровень точности оценки геологических параметров, переменность геологических величин, а также специфические риски в разведке очень тектонических месторождений (при разведке по линиям, при интерпретации профилей и их пространственных расположениях).

Ключевые слова: риск, разведка, месторождение, геологические величины.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3 1990

УДК 622.284: 622.285

Медвеш, Э. *Классификация типов кровлей, специфических для угольных месторождений Румынии*

Автор предлагает классификацию кровлей забоев в зависимости от управляемости их пород, на основе количественных и качественных критериев, устанавливающих взаимосвязь в зоне отдалённой, близкой кровли и механической крепи с её характеристическими параметрами.

Ключевые слова: кровля, угольное месторождение, порода, критерий, крепь.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3 1990

УДК 622.735: 622.7.01.5

Ранка, П. и др. *Петля для управления питанием мельниц микронизации*

Петля автоматизированной урегулировки обеспечивает оптимальное и постоянное питание материалом мельницы микронизации, избежает холостую работу, приводит к повышению оборудования и улучшению качества измельченной руды.

Ключевые слова: петля, питание, мельница, микронизация, качество, производительность.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

УДК 622.765.05

Боя, К., Виша, Г., Прелипчану Дана *Автоматизированная система управления уровнем в пневматических флотационных камерах*

Представлена система урегулировки уровня в флотационных камерах используя погружающий датчик уровня типа ФЕ—7БТ. Трипозиционная прерванная система урегулировки характеризуется более стабильной работой и меньшей чувствительной к изменениям параметров.

Ключевые слова: система, управление, флотационные камеры, датчик.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

УДК 622.235.1: 622.235.3

Корня, З. *Величина длинномерных зарядов для шпуров*

Представлены способ определения длинномерных зарядов, возможность их определения, размер оптимального скачка и специфический расход взрывчатого вещества по сравнению с прочностью на разрыв при взрыве пород.

Ключевые слова: заряд, шпур, порода, прочность, взрыв.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

УДК 622.271.5

Горошану, Г. *Установление размеров насосных станций на карьерах*

В виду комплексной организации технологических потоков на карьерах, где особое внимание должно уделить освоению и рудничным их водоотливам, автор анализирует установление размеров насосных станций и водоотливов.

Ключевые слова: размер, насосная станция, карьер, осушение, водоотлив.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

УДК 622.87

Букур, Н., Русу, М. А., Санду Виктория-Дойна, Дуда, Г. *Токсикологический анализ коллекторного реагента RC-24*

На основе результатов испытаний на животных оценивается, что реагент RC-24 — использован для флотации цветных руд — может быть использован без определения токсичных эффектов на организме.

Ключевые слова: анализ, токсикология, реагент, флотация, эффект.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

УДК 622.245.1

Никулеску, Н. *Изменение температуры вдоль экстракционной колонны на газовые скважины*

Представлен способ определения распределения температуры на газовых скважинах на основе наблюдений на специфических скважинах для этой структуры. Представленные отношения обеспечивают расчет температуры газов вдоль экстракционных колонн для разных производительностей, так, что режим добычи был соответственным предупреждению образования гидратов.

Ключевые слова: температура, экстракционная колонна, скважина, расчёт, производительность.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

УДК 622.692.4

Стан, Ал. Д. *Динамический режим потерь газов через транспортные трубопроводы*

Анализированы вопрос отыскания повреждения газового трубопровода, динамический режим потерь газов, а также полученные результаты экспериментов для установления динамических потерь по сравнению со статическими потерями.

Ключевые слова: потерь, газ, трубопровод, эксперимент.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

УДК 622.322

Плавицэ Рамона *Соображения о сейсмичности, индуктированной при эксплуатации геотермальных вод в зоне Орадя*

Анализированы все необходимые элементы для оценивания сейсмического риска: напорное состояние месторождения, положение и тип активного сброса, механические свойства породы, модель месторождения и повышение давления водоносного инъекцией флюидов.

Ключевые слова: сейсмичность, эксплуатация, риск, месторождение, сброс, порода.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41 nr. 3. 1990

УДК 620.1

Павел, А., Кулин, М., Штефэнеску, П. EXAPULMAG — *переносные аппараты для недиструктивного исследования сталей и швов*

Представлены главные технические характеристики для трёх различных аппаратов, из генерации переносных аппаратов EXAPULMAG, проектированных и осуществлённых в Румынии (патент на изобретение 95 591) для недиструктивного исследования РМ сталей и швов.

Ключевые слова: аппарат, исследование, сталь, шов.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

SOMMAIRE

C.Z. 549 : 622.12/14

Cozma, Şt. *Connaissance et risque dans l'exploration et la valorisation des gisements de la zone crystalline du nord des Carpathes Orientaux*

On analyse le degré de pécision dans l'évaluation des paramètres géologiques, la variabilité des dimmensions géologiques, de même que les risques comportés par l'exploration, spécifiques pour les gisements extrèmement tectonisés, (dans l'exploration par alignements, dans l'interprétation des profils et dans le positionnement spatial).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.284 : 622.285

Medveş, E. *La classification des types de toit, propres aux gisements de charbon de Roumanie*

L'auteur propose une classification des toits qui forment le téyement des chantiers d'abattage en fonction de la dirigeabilité de ceux-ci, classification qui a comme base des critères qualitatifs et quantitatifs qui établissent l'interdépendence entre la zone de toit éloigné, celui proche et le soutènement marchant avec les paramètres caractéristiques.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.735 : 622.7.01.5

Ranca, P. et al. *Boucle de réglage automatique de l'alimentation des moulins de micronisation*

La boucle de réglage automatique assure une alimentation optime et continue du moulin de micronisation, élimine le fonctionnement à vide, mène à l'augmentation de la productivité de l'outillage et à l'amélioration de la qualité du minerais broyé.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.765.05

Boia, C., Vişa, Gh., Prelipceanu Dana *Système automatique de réglage du niveau dans les cellules de flotation pneumatiques*

On présente un système de réglage du niveau dans les cellules de flotation pneumatiques, utilisant le traducteur du niveau d'immersion type FE—7BT. Le système de réglage discontinu tripositionnel a une fonction plus stable et moins sensible aux variations des paramètres.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.235.1 : 622.235.3

Cornea, Z. *La quantité de charge explosive allongée dans les trous de mine*

On présente le mode de détermination des charges allongées, la possibilité de constitution de celles-ci, la grandeur du saut optime qui peut être réalisé et la consommation spécifique d'explosif nécessaire par rapport à la résistance de rupture des roches pendant l'explosion.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.271.5

Horoşanu, Gh. *Le dimensionnement des stations de pompes dans les carrières*

En vue de l'organisation complèxe des circuits technologiques des carrières, où il faut donner une attention spéciale au sèchement et à l'évacuation des eaux, l'auteur analyse le dimensionnement des stations de pompes et le dimensionnement de l'évacuation des eaux.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.87

Bucur, D., Rusu, N. A., Sandu Victoria - Doina, Duda, Gh. *L'analyse toxicologique du réactif collecteur de flotation RC-24*

En base des résultats des testes effectués sur des animaux, on apprécie que le réactif RC-24 — utilisé dans la flotation des minerais nonferreux — peut être utilisé dans la détermination des effets nocifs sur l'organisme.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.245.1

Niculescu, N. *La variation de la température le long de la colonne d'extraction aux puits de gaz*

On présente la modalité de détermination de la distribution de la température aux puits de gaz en base des mesurages effectués aux sondes considerées comme représentatives pour les structures. Les relations présentées permettent le calcul de la température des gaz le long des colonnes d'extraction pour différents débits extraits, de façon qu'on puisse établir le régime d'extraction adéquat pour le prévention de la formation des hydrates.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z.622.692.4

Stan, Al. D. *Le régime dynamique des pertes de gaz dans les conduites de transport*

On analyse le problème de la découverte du défaut sur la conduite de transport des gaz, le régime dynamique des pertes de gaz, de même que les résultats obtenus par la suite des experimentations concernant l'établissement du niveau des pertes dynamiques face aux pertes statiques.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z.622.322

Plaviţă Ramona — Maria *Considérations sur la séismicité induite à l'exploitation des eaux géothérmales de la région d'Oradea*

On analyse tous les éléments nécessaires à l'évaluation du risque séismique : l'état de tension dans le gisement, la position et le type de la faille active, les proprietés mécaniques de la roche, le modèle de gisement et l'augmentation de la pression de l'aquifère par l'injection des fluides.

Mine, Petrol şi Gaze, vol, 41, nr. 3, 1990

C.Z.620.

Pavel A., Kulin, M., Ştefănescu, P. *EXAPULMAG – appareils portatifs pour l'examination non-destructive des aciers et des soudures*

On présente les caractéristiques techniques principales pour trois appareils distincts, de la génération des appareils portatifs EXAPULMAG, de concéption et construction roumaine (Brévet R.S.R. nr. 95.591), concernant l'examination non-destructive PM des aciers et des soudures.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

INHALT

C.Z.549 : 622.12/44

Cozma, Şt. *Kenntnis und Risiko in der Erkundung und Auswertung der Lagerstätten aus der nordischen Kristallinzone der Ostkarpathen*

Überprüft wird der Genauigkeitsgrad in der Auswertung der geologischen Parameter, die Schwankbarkeit der geologischen Grössen sowie die spezifischen Risiken in der Erkundung der äusserlich verworfenen Lagerstätten (in der dem Verlauf folgenden Erkundung, in der Auswertung der Profile und in der raumlichen Lagenstellung).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z.622.284 : 622.285

Medveş, E. *Klassifizierung der Hangendentype der Kohlenlagerstätten Rumäniens*

Der Verfasser schlägt eine Klassifizierung der Hangendentype welche die Strebfirste bilden, auf Gund ihrer Führbarkeit, vor. Die Klassifizierung benutzt qualitative und quantitative Kriterien, welche den Zusammenhang zwischen den entfernten und nahen Hangendenzonen und dem mechanisierten Ausbau mit seinen charakteristischen Parametern bestimmen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.735 : 622.7.01.5

Ranca, P. et al. *Automatische Regelschleife für die Eingabe in die Mikronisiermühlen*

Die automatische Regelschleife sichert die optimale und kontinuierliche Eingabe von Mahlgut in die Mikronisiermühle, schliesst die Leerfunktion aus und führt zur Erhöhung der Produktivität der Maschine und zur Verbesserung der Qualität des gemahlten Erzes.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.765.05

Boia, C., Vişa, Gh., Prelipceanu, Dana, *Automatisches Standregelsystem in den pneumatischen Flotationszellen*

Vorgestellt wird ein Standregelsystem für die pneumatischen Flotationszellen, wobei der Tauchstandgeber Typ FE –7BT angewendet wird. Es ist ein unkontinuierliches, dreistellige Regelsystem, welches eine mehr stabile Funktion aufweist und weniger empfindlich zu den Parameterschwankungen ist.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z.622.235.1 : 622,235.3

Cornea, Z. *Die Grösse der verlängerten Explosionschargen aus Sprenglöchern*

Vorgestellt werden die Bestimmungsweise der verlängerten Chargen, die Möglichkeit ihrer Bildung, die Grösse des optimal möglichen Sprunges und der spezifischen Verbrauch von Sprengmitteln als Funktion der Bruchfestigkeit des Gesteins gegenüber Explosion.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z.622.271.5

Horoşanu, Gh. *Dimensionierung der Pumpenstationen in Tagebauen*

Zwecks der komplexen Organisierung der technologischen Linien in Tagebauen, wobei eine besondere Aufmerksamkeit der Wasserspiegelsenkung und der Wasserableitung gegeben werden muss, überprüft der Verfasser die Dimensionierung der Pumpenstationen und die Dimensionierung der Wassserableitung.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.87

Bucur, N., Rusu, M. A., Sandu Victoria-Doina, Duda, Gh. *Die technologische Analyse des Flotationssammlerreagenten RC-24*

Auf Grundlage der Ergebnisse der auf Tieren erfolgten Versuche, wird es behauptet dass der in der Flotation der nicht – eisenen Erzen benutzte Reagent ohne schädliche Wirkungen für das Organismus des Menschen angewendet werden kann.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z.622.245.1

Niculescu, N. *Die Schwankung der Temperatur entlang der Föderrohrfahrt bei den Gasbohrungen*

Vorgestellt wird die Bestimmungsweise der Temperaturdistribution bei den Gasbohrungen, auf Grund von bei den auf die Struktur als repräsentativ betrachteten Bohrungen erfolgten Messungen. Die vorgestellten Bezichungen erlauben die Berechnung der Gasentemperatur entlang der Förderrohrfahrten, für verschiedene Fördermengen, so dass der angemessene Gewinnungsbetrieb zur Verhinderung der Hydratenbildung festgelegt werden kann.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z. 622.692.4

Stan, Al. D. *Die Dynamik der Gasenverlusste aus den Förderleitung*

Überprüft wird das Problem der Schadenentdeckung auf den Gasenförderleitungen, die Dynamik der Gasenverlusste sowie die als Folge der Versuche betreffend die Festlegung des Niveaus der dynamischen Verlusste gegenüber die statischen Verlusste, erhaltenen Ergebnisse.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z.622.322

Plaviţă Ramona-Maria *Betrachtungen über die Seismizität in der Gewinnung der geothermalen Wässer in dem Bereich Oradea*

Überprüft werden alle Elemente welche für die Auswertung des seismischen Gefahrens notwendig sind : der Spannungszustand in der Lagerstätte, die Lage und die Art der aktiven Verwerfung, die mechanischen Eigenschaften des Gesteins, das Lagerstättenmodell und die Erhöhung des Drucks in den wasserführenden Schichten durch Wasserinjektion.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

C.Z.620.1

Pavel, A., Kulin, M., Ştefănescu, P. *EXAPULMAG – Tragbare Geräte für nichtzerstörende Prüfung der Stähle und Schweissnähte*

Vorgestellt werden die technischen Hauptcharakteristiken für drei verschiedene Geräte aus der Generation der tragbaren Geräte EXAPULMAG. Diese sind Geräte rumänischer Konzeption und Ausführung (R.S.R. Patent – Nr. 95.591), für die nicht–zerstörende Prüfung der Stähle und Schweissnähte).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 3, 1990

Cunoaştere şi risc în explorarea şi valorificarea zăcămintelor din zona cristalină nordică a Carpaţilor Orientali

Dr. ing. Şt. Cozma
Centrala Minereurilor Baia Mare

I. Introducere

În fazele succesive de prospecţiune, explorare, deschidere şi exploatare are loc o permanentă acumulare de informaţii, crescînd treptat nivelul de cunoaştere asupra potenţialului de resurse şi, în egală măsură, şi informaţiile (rezultate din studii şi teste) privind valorificarea zăcămintelor. Afirmaţia are un caracter general pentru toate zăcămintele, iar pentru comparaţii vom face apel şi la alte perimetre miniere din alte zone.

Pentru zăcămintele de minereuri neferoase din nordul Carpaţilor Orientali, cantonate în şisturile cristaline de epizonă, problematica se complică şi mai mult datorită tectonicii extrem de accentuate a zonei.

II. Gradul de precizie în evaluarea parametrilor geologici

Literatura de specialitate indică o legătură directă între gradul de cunoaştere a rezervelor geologice (dat de densitatea reţelei de explorare) şi precizia de estimare a acestora. S-au propus cîteva sisteme de clasificare, iar în unele ţări se utilizează, în mod curent, evaluarea gradului de precizie.

În tabelul 1 este prezentată o situaţie comparativă a preciziei estimării parametrilor geologici în diferite ţări şi în ţara noastră. Subliniem că în calculele care se fac cu privire la gradul de recuperare, trebuie să se pornească de la faptul că diferite zăcăminte şi categorii de rezerve au precizia estimării diferenţiată, funcţie de gradul de cunoaştere. În unele studii de fundamentare a notelor de comandă au fost adoptăţi unii coeficienţi de corecţie (cantitativi şi calitativi), pe baza experienţei precedente a activităţii de valorificare din perimetrele respective, dar aceşti coeficienţi nu au o recunoaştere unanimă.

O primă concluzie care se poate trage încă la acest capitol este că zăcămintele de minereuri neferoase au situaţii geologice şi miniere specifice (particulare pentru fiecare zăcămînt sau grupă de zăcăminte). Acestui specific îi este asociată o metodologie de cercetare geologică (reţea de explorare) proprie. Metodologia de cercetare şi specificul zăcămîntului conduc la încadrarea rezervelor într-o anumită categorie (A ; B ; C_1 ; C_2). Fiecare categorie evaluează parametrii geologici cu o anumită precizie (asigurînd un anumit nivel de cunoaştere). Dacă nu se corectează parametrii geologici cu precizia estimării lor, intervine un factor de risc, care conduce la o supraestimare a potenţialului geologic şi a producţiei de metale, afectînd şi gradul de recuperare a metalelor din rezerva geologică în minereul industrial.

III. Variabilitatea mărimilor geologice şi reţelele de explorare

Mărimile sau parametrii geologici (conţinuturi şi grosimi) au o anumită variabilitate într-un perimetru geologic aflat în explorare. Evaluarea potenţialului geologic al perimetrului respectiv se face pe baza prelucrării datelor rezultate din eşantionare (probare), pe baza unei extracţii simple nerepetate. Analiza variabilităţii mărimilor geologice s-a perfecţionat o dată cu asimilarea unor tehnici noi ale cercetării

Tabelul 1

Estimarea gradului de cunoaştere a parametrilor geologici

Nr. crt.	În România					În alte ţări		
	Categoria de rezerve	Precizia estimării, %				Categoria de rezerve	Precizia estimării, %	
		CRRG (1975)		D. Zorilescu (1980).			Iahus (1956)	Kreiter (1961)
		cantit.	calit.	cantit.	calit.			
1	Rezerve de categoria A	90	95	90	95			80—85
2	Rezerve de categoria B	80	85	80	85	Rezerve sigure	90	70—80
3	Rezerve de categoria C_1 (deschise)	75	75	60	70			40—60
3a	Rezerve de categoria C_1 (extrapolate)	—	—	—	—	Rezerve probabile Rezerve posibile	70—90 30—70	30—40 10—30
4	Rezerve de categoria C_2	—	—	—	—			
5	Rezerve de prognoza I	—	—	—	—	Rezerve prognozate	10—30	—
6	Rezerve de prognoza II	—	—	—	—			

operaţionale, ale statisticii matematice şi geostatisticii.

Fără a prezenta în lucrarea de faţă detalii şi succesiuni de calcule prezentate în alte lucrări [2; 3; 5], reamintim că eroarea de apreciere a unui parametru este dată de relaţia:

$$e = \frac{10^2 z\,\sigma x}{\bar{x}} \sqrt{\frac{1}{n} - \frac{1}{N}},$$

în care:

$\bar{x}$ este media selecţiei (eşantioanelor, probelor);
σx — abaterea standard (covarianţa);
z — coeficientul de probabilitate al funcţiei de distribuţie, la o mărime a probabilităţii adoptate ca prag;
N — volumul colectivităţii generale;
n — volumul colectivităţii de selecţie (a punctelor de traversare a zăcămîntului sau a punctelor de probare).

Deoarece volumul zăcămîntului N, faţă de volumul eşantionat n poate fi considerat, pe drept cuvînt, infinit, rezultă formula redusă:

$$e = \frac{10^2 z\,\sigma x}{\bar{x}} \sqrt{\frac{1}{n}},$$

de unde:

$$n = \frac{10^4 z^2\,\sigma x^2}{\bar{x}^2 e^2},$$

în care:

$$\frac{10^2\,\sigma x}{\bar{x}} = Kx$$

a fost denumit indice de variaţie şi deci:

$$n = K^2 x \cdot z^2 \cdot \frac{1}{e^2},$$

funcţie a cărei reprezentare grafică pentru parametrii geologici ai zăcămîntului Gura Băii este prezentată în figura 1.

Familiile de curbe se referă la grosimea m şi conţinutul în Pb, Zn, Cu, permiţînd delimitarea între dreptele:

$$n = \sqrt{2}e,$$

$$n = \frac{\sqrt{2}}{2} e,$$

a unui domeniu D considerat optim. Într-adevăr, în exteriorul domeniului D, reducerea erorii de apreciere e presupune un volum foarte ridicat al punctelor de probare n.

Domeniul D este delimitat aproximativ de valorile parametrilor oferiţi de două reţele succesive (25 × 25 m) şi (25 × 50 m).

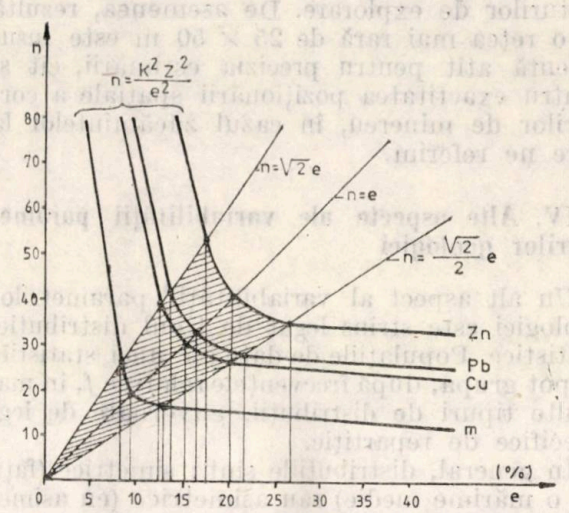


Fig. 1. Dependenţa între numărul de lucrări n şi eroarea de evaluare e.

Elementele din figura 1 permit stabilirea erorii de evaluare a parametrilor şi a limitelor de variaţie a acestei erori pentru Mina Gura Băii conform tabelului 2.

Tabelul 2

Parametrul geologic	Eroarea, e, %		
	medie	minimă	maximă
Grosimea	9	7	12
Conţinutul în plumb	16	14	22
Conţinutul în zinc	20	17	27
Conţinutul în cupru	15	12	20

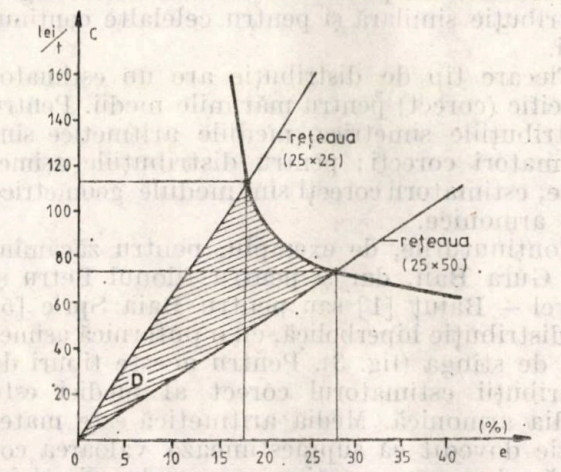


Fig. 2. Costul cercetării geologice şi eroarea de evaluare.

Corelînd eroarea de evaluare a parametrilor geologici cu costurile de explorare, rezultă diagrama din figura 2.

Şi din această diagramă rezultă că reţeaua de cercetare optimă este 25 × 25 m şi că o reţea mai deasă nu reduce eroarea pe măsura

costurilor de explorare. De asemenea, rezultă că o rețea mai rară de 25 × 50 m este insuficientă atît pentru precizia estimării, cît și pentru exactitatea poziționării spațiale a corpurilor de minereu, în cazul zăcămintelor la care ne referim.

IV. Alte aspecte ale variabilității parametrilor geologici

Un alt aspect al variabilității parametrilor geologici este strîns legat de tipul distribuției statistice. Populațiile de date ale unei statistici se pot grupa, după frecvențele relative f, în mai multe tipuri de distribuții, guvernate de legi specifice de repartiție.

În general, distribuțiile sînt: simetrice (față de o mărime medie) sau asimetrice (cu asimetrie de stînga sau de dreapta).

În figura 3 sînt prezentate distribuțiile parametrului grosime (logaritmică cu asimetrie de stînga) și a parametrului conținut în zinc

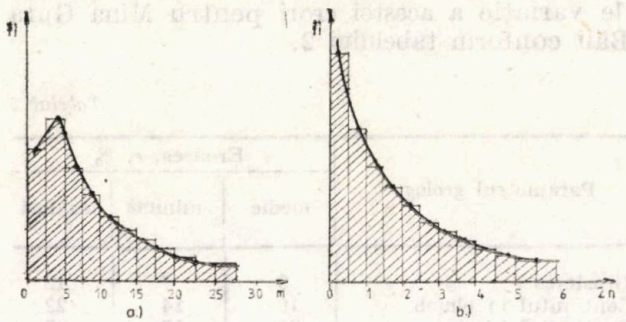


Fig. 3. Legea de distribuție a unor parametri: *a* — grosimea; *b* — conținutul în zinc.

(hiperbolică cu puternică asimetrie de stînga), distribuție similară și pentru celelalte conținuturi.

Fiecare tip de distribuție are un estimator specific (corect) pentru mărimile medii. Pentru distribuțiile simetrice, mediile aritmetice sînt estimatori corecți; pentru distribuțiile asimetrice, estimatorii corecți sînt mediile geometrice sau armonice.

Conținuturile, de exemplu, pentru zăcămîntul Gura Băii, dar și pentru filonul Petru și Pavel – Băiuț [1] sau pentru Baia Sprie [5] au distribuție hiperbolică, cu o puternică asimetrie de stînga (fig. 3). Pentru aceste tipuri de distribuții estimatorul corect al mediei este media armonică. Media aritmetică este matematic dovedit că supraestimează valoarea corectă, deoarece nu ține seama de asimetrie, deci nu ține seama de frecvența cea mai ridicată pe care o au conținuturile mici. Modul în care media aritmetică realizează supraestimarea valorilor corecte, date de media armonică, pentru unii parametri geologici, inclusiv pentru alte mine (pentru comparație), este prezentat în tabelul 3.

Tabelul 3

Mina	Parametrii geologici	Estimatorul corect (media armonică)	Estimatorul folosit (media aritmetică)	Sursa
Gura Băii	Grosimea	100	114	Vodnar [6]
	Conținut de Pb	100	127,4	Cozma [2]
	Conținut de Zn	100	135,1	
	Conținut de Cu	100	138,7	
Petru și Pavel – Băiuț	Conținut de Zn	100	125,1	Cozma și Koch [1]
	Conținut de Pb	100	130,3	
	Conținut de S	100	122,5	
Baia Sprie	Conținut în Pb	100	190,1	Zorilescu [5]

După tipul de distribuție a parametrilor geologici s-a propus o clasificare a zăcămintelor [1] în trei clase, conform tabelului 4.

Din acest capitol poate fi reținută concluzia că pentru a estima corect media unei populații de date este necesară cunoașterea legii de distribuție a populației respective, pentru a vedea ce tip de mărime medie (aritmetică, armonică, aritmetică ponderată) îi este proprie. Folosirea, în exclusivitate, a mediei aritmetice și pentru tipuri de distribuție cu puternice asimetrii de stînga conduce la supraevaluarea parametrilor geologici în proporții uneori foarte mari care implică (asociază) o importantă doză de risc în fundamentarea capacităților de producție și a indicatorilor (tab. 3).

V. Riscul în explorare, specific zăcămintelor extrem de tectonizate

Problematica aprecierii corespunzătoare a nivelului de cunoaștere a potențialului geologic al zăcămintelor, a stabilirii erorilor de estimare, tratate în capitolele precedente, are un caracter general. În cazul zăcămintelor extrem de tectonizate, cantonate în șisturile de epizonă din Carpații Orientali, se adaugă și unele aspecte specifice de risc.

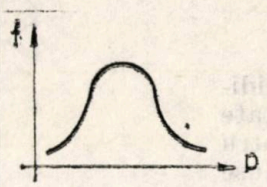
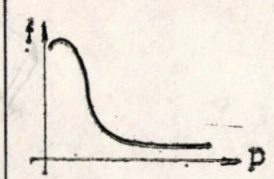
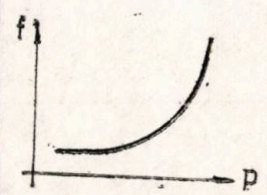
1. *Riscul în explorare pe aliniamente*

Un aliniament de lucrări (foraje+lucrări miniere), așa cum rezultă din profilele longitudinale sau transversale, este format dintr-o alternanță (fig. 4) de porțiuni mineralizate și pasuri de falie.

Se menționează că aproape toate elementele de tectonică disjunctivă (faliile) sînt normale și deci, în proiecție plană sau pe profile, conduc la zone sterile, spre deosebire de faliile inverse

Tabelul 4

Caracterizarea zăcămintelor după legea de distribuţie a parametrilor geologici

Clasa	Caracterizarea zăcămintelor	Tipul de distribuţie	Estimatorul corect al mediei	Frecvenţa
I	Zăcăminte bogate şi foarte bogate, de regulă monominerale, aflate în combinaţii chimice omogene.	 simetrică (normală)	Media aritmetică	Rare
II	Zăcăminte sărace şi de potenţial mediu, de regulă polimetalice, aflate în combinaţii chimice neomogene.	 asimetrică de stînga (hiperbolică sau logaritmică)	Media armonică (media aritmetică supraevaluează parametrul)	Cele mai frecvente
III	Zăcăminte cu concentraţii diferite ale conţinuturilor, dar cu metale în stare nativă, cu un puternic efect de pepită.	 asimetrică de dreapta	Media armonică (media aritmetică simplă nu evaluează corect parametrul)	Foarte rare

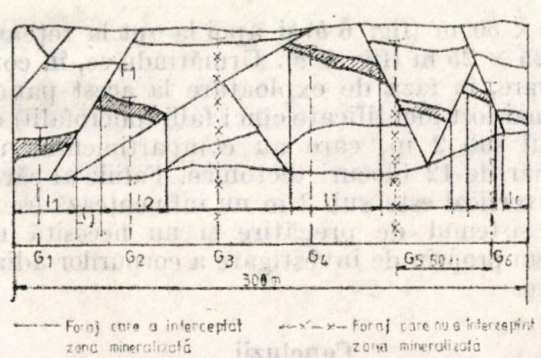


Fig. 4. Riscul lucrărilor pe un aliniament.

care ar produce suprapuneri ale zonelor mineralizate.

Lungimea totală a profilului în zona de interes este:

$$L = \Sigma l_i + \Sigma l_j,$$

unde:

l_i este lungimea porţiunii mineralizate;

l_j — lungimea porţiunii nemineralizate (pas de falie).

În această situaţie riscul este:

$$R = P(s) = \frac{\Sigma l_j}{\Delta l_i + \Sigma l_j} = \frac{P_e}{L},$$

unde P_e este proiecţia orizontală cumulată a pasului de falie.

Altfel scris, riscul este:

$$R = \frac{L - \Sigma l_i}{L} = 1 - \frac{\Sigma l_i}{L} = 1 - K.$$

Raportul :

$$\frac{\Sigma l_i}{L} = K$$

a fost denumit grad liniar de mineralizare a profilului, adică raportul lungimii mineralizate cumulate, la lungimea totală a aliniamentului.

2. *Riscul în interpretarea profilelor*

Deoarece frecvența faliilor este foarte ridicată, acestea nu pot fi identificate în totalitate cu rețele de explorare mai largi, motiv pentru care în interpretarea profilelor pot fi introduse anumite erori.

În figura 5 este prezentat riscul de interpretare a continuității mineralizației între două

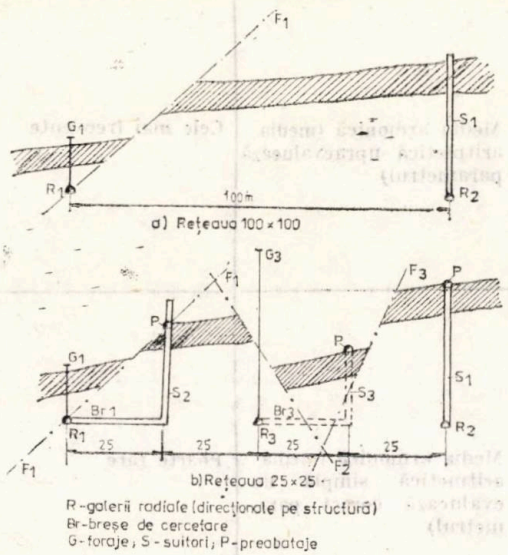


Fig. 5. Risc de interpretare a continuității mineralizației.

lucrări din rețeaua de 100 × 100 m, după trecerea la rețeaua 25 × 25 m. Din două corpuri de minereu, după cercetarea de detaliu, a rezultat compartimentarea a patru blocuri tectonice.

După executarea lucrărilor de pregătire *P* se pun în evidență elemente tectonice suplimentare ce apar și pe direcție, adică între două secțiuni transversale adiacente. Aceste lucrări se execută din fonduri de producție.

3. *Riscul în poziționarea spațială*

În programarea corespunzătoare a lucrărilor de pregătire și în alegerea tehnologiilor de exploatare, cunoașterea poziției spațiale a corpurilor de minereu și ale elementelor ce caracterizează pasul de falie sînt hotărîtoare.

În figura 6 este prezentată interpretarea spațială a unui panou geologic de la Mina Burloaia, trecînd succesiv de la rețeaua de explorare de 100 × 100 m la 100 × 50 m și, în final (fig. 6 *c*), la rețeaua de 25 × 25 m. Astfel, de la patru corpuri de minereu interpretate la rețeaua 100 × 100 m s-a ajuns la cinci, în cadrul rețelei

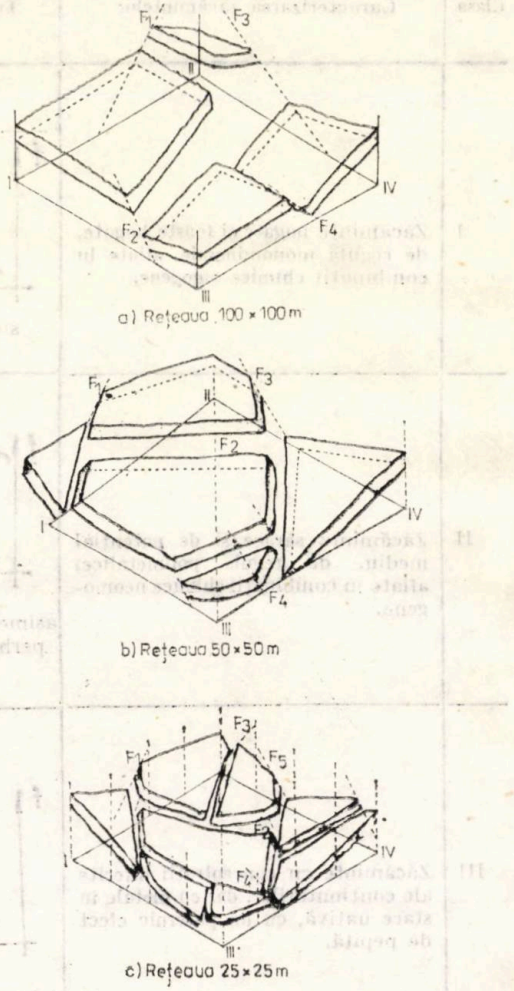


Fig. 6. Interpretarea spațială a unui panou geologic la Mina Burloaia în fazele succesive de explorare.

100 × 50 m (fig. 6 *b*) și apoi la opt la rețeaua de 25 × 25 m (fig. 6 *c*). Urmărindu-se, în continuare, în faza de exploatare la acest panou au mai fost identificate cinci falii (microfalii) cu pasul sub 2 m, care au compartimentat un număr de 12 blocuri tectonice. Faliile al căror pas vertical este sub 2 m nu influențează esențial sistemul de pregătire și nu necesită un sistem propriu de investigare a corpurilor adiacente.

Concluzii

Cercetarea geologică a zăcămintelor de minereuri neferoase din zona cristalină a Munților Maramureșului s-a perfecționat în permanență, conducînd la îmbunătățirea continuă a gradului de cunoaștere a rezervelor geologice. Cu toate acestea, cercetarea geologică, atît în cazul acestor zăcăminte, cît și în general, nu asigură un nivel de cunoaștere „perfect", ceea ce în-

seamnă că nivelului de cunoaştere îi este asigurată, de fiecare dată, asocierea unei cote de risc.

1. Factorii de risc examinaţi în capitolele precedente :

a) ţinînd de încadrarea rezervelor în categorii ;

b) de dependenţa între numărul (reţeaua) lucrărilor de cercetare şi eroarea de evaluare ;

c) de variabilitatea şi legea de distribuţie nu trebuie consideraţi cumulativ, dar este necesar să fie examinaţi, ţinîndu-se seama de factorul de risc maxim. Factorul de risc maxim este acoperitor pentru restul factorilor de risc.

2. Riscul cercetării geologice, aşa cum s-a văzut, este în permanenţă legat de supraevaluarea parametrilor, cel puţin pentru zăcămintele la care ne referim.

3. În situaţia zăcămintelor tectonizate se adaugă riscul de interpretare a profilelor şi de poziţionare a corpurilor de minereu.

Bibliografie

[1] Cozma, Şt., Koch, R. *Recuperarea metalelor din rezerva geologică exploatată, reflectată în documentaţiile tehnice elaborate în cadrul ICITPMN Baia Mare.* Studiu 1987.

[2] Cozma, Şt. *Contribuţii la perfecţionarea sistemelor de explorare şi deschidere a zăcămintelor de minereuri extrem de tectonizate.* Teză de doctorat, I.M. Petroşani, 1976.

[3] Covaci, Şt., Cozma, Şt. *The perfecting of the systems of exploration and opening work of the deposits ore extremely tectonized.* Al XI-lea Congres Mondial Minier, Belgrad, 1981.

[4] Cozma, Şt. *Orientirovka seti razvedki silnotektonizirovannih mestorojdenii.* Buletin CAER, Sofia, 1980.

[5] Zorilescu, D. *Metode matematice de analiză şi decizie în geologie şi minerit.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1972.

[6] Vodnar, Gh. *Metode matematice pentru studiul distribuţiei elementelor utile în zăcămintele cu grad avansat de tectonizare şi implicaţii în evaluarea economică a rezervelor de minereu.* M.M.P.G. — O.D.P.T., Bucureşti, 1974.

Clasificarea tipurilor de acoperiş proprii zăcămintelor de cărbune din România

Ing. **E. Medveş**

IPROMIN Bucureşti

Modul de dirijare, într-un cuvînt dirijabilitatea acoperişului unui abataj, se caracterizează prin proprietatea sa de a se conforma acţiunii de susţinere şi dirijare conferită de tipul de susţinere utilizat.

Această proprietate depinde de influenţa unei serii de factori, dintre care amintim gradul de surpabilitate, respectiv stabilitatea acoperişului, caracterul distrugerii şi deplasării formaţiunilor de roci de deasupra abatajului şi din faţa acestuia.

În literatura de specialitate există o serie de clasificări ale acoperişului după gradul de surpabilitate, stabilitate, respectiv dirijabilitate.

Dezavantajul clasificărilor actuale ale acoperişului, aplicabile pentru echipamentele de susţinere mecanizată, derivă în primul rînd din împărţirea lor în multe clase sau grupe şi, în acelaşi timp, din lipsa unor criterii cantitative precise pentru determinarea claselor tipurilor de acoperiş, prin determinarea caracteristicilor de interdependenţă dintre valorile de deformare-deplasare a rocilor şi parametrii de funcţionare a susţinerii.

Pentru a elimina neajunsurile arătate, în cele ce urmează se propune o clasificare a acoperişurilor ce alcătuiesc tavanul abatajelor, în funcţie de dirijabilitatea acestora.

Această clasificare, după criterii cantitative, cuprinde atît condiţiile actuale de zăcămînt din cadrul exploatărilor miniere de cărbune, cît şi condiţiile ce se prevăd, ca urmare a evoluţiei în viitor a exploatărilor subterane spre adîncimi mai mari şi condiţii mai grele de extracţie. La baza clasificării propuse stau criterii calitative şi cantitative ce stabilesc interdependenţa dintre zona de acoperiş îndepărtat, apropiat şi echipamentul de susţinere mecanizată cu parametrii săi caracteristici.

Parametrii luaţi în considerare au fost preluaţi dintr-un mare număr de studii şi cercetări elaborate în cadrul Institutului de Mine Petroşani, ICEMIN, I.C.I.T.P.M.L. Craiova, I.C.I.T.P.M.H. Petroşani, I.C.P.M.S.N. Cluj Napoca şi Colectivului de Geomecanică Bucureşti, asupra formaţiunilor de roci sterile şi utile din marea majoritate a perimetrelor miniere de extragere a zăcămintelor de cărbune şi asupra echipamentelor de susţinere mecanizată utilizate în abatajele minelor de cărbuni.

În cele ce urmează se prezintă criteriile după care se poate realiza o clasificare rapidă şi utilă, din punct de vedere tehnologic, a acoperişurilor proprii zăcămintelor de cărbune din ţara noastră.

Primul criteriu de clasificare constă din condiţia de interdependenţă dintre acoperişul principal (îndepărtat), acoperişul direct (apropiat) şi susţinerea mecanizată. Astfel, pentru a se produce dirijarea rocilor din acoperiş trebuie să fie satisfăcută inegalitatea :

$$h_a + h \geq h_a \cdot k_a + f_i , \qquad (1)$$

în care :

h_a este grosimea formaţiunilor de roci din acoperişul apropiat, caracterizate prin surpări neregulate ;

h — grosimea exploatată a stratului de cărbune (înălțimea frontului de lucru);

k_a — coeficientul de afînare a rocilor din acoperișul direct (apropiat);

f_i — săgeata maximă a stratelor inferioare ale acoperișului principal (îndepărtat) ce caracterizează pierderea stabilității lor și prăbușirea în spațiul exploatat.

Efectuînd transformarea, inegalitatea devine:

$$\frac{h_a}{h} \leqslant \frac{f_i - h}{h(1 - k_a)}. \qquad (2)$$

Acest criteriu stabilește posibilitatea de dirijare a rocilor din acoperișul principal (îndepărtat) caracterizat prin surpări ciclice regulate, delimitate de fisurile principale de bloc.

În figura 1 este redat graficul pentru determinarea clasei de acoperiș, după primul criteriu, conform inegalității (2). Acest grafic

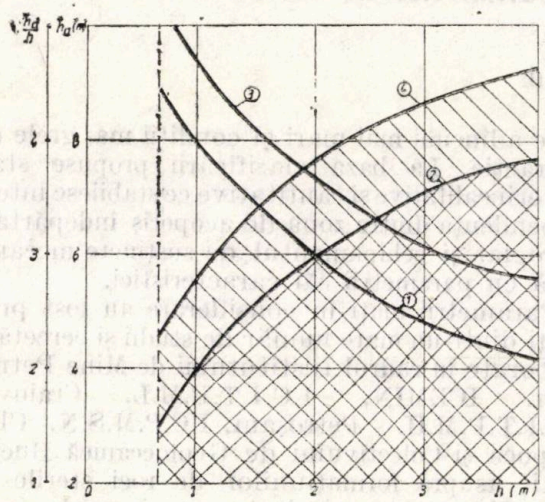


Fig. 1. Determinarea clasei de acoperiș după primul criteriu.

a fost elaborat pe baza datelor din literatura de specialitate [12; 24] și a observațiilor din teren, respectiv experimentările de laborator.

Pentru roci ușor surpabile în acoperișul direct cu diferite structuri, care se caracterizează prin surpări dezordonate și permit săgeți limită de stabilitate, f_i, a rocilor din acoperișul principal, interpretarea grafică a inegalității (2) este dată de curba *1* din figura 1 (pentru diferite grosimi de strat). Curba *2* din figura 1 caracterizează condițiile minime de grosime a acoperișului direct în vederea asigurării posibilității de rupere a acoperișului principal. Această condiție este exprimată prin relația:

$$h_a = \frac{f_i - h}{1 - k_a}. \qquad (3)$$

Zona dublu hașurată din figura 1 reprezintă zona de așezare prin surpare a acoperișului principal în care dirijarea acoperișului se produce în bune condiții și este descrisă de relațiile (2) și (3).

Pentru caracterizarea acoperișurilor apropiate trebuie să se țină seama, pe lîngă alte aspecte, și de intensitatea gradului de fisurare și de stratificare a rocilor.

Prin intensitatea gradului de fisurare se înțelege numărul de fisuri întîlnite pe o lungime de 1 m, considerată după o direcție perpendiculară pe fisuri, respectiv:

$$W_F = \frac{1}{l_f}, \qquad (4)$$

unde

W_F este intensitatea gradului de fisurare, m^{-1};

l_f — distanța medie între fisuri, m.

Pentru roci slab fisurate $W_F < 1$, pentru cele mediu fisurate $1 \leqslant W_F \leqslant 3$, iar pentru cele puternic fisurate $3 < W_F \leqslant 10$. Intensitatea gradului de stratificare, W_S, a acoperișului depinde de grosimea stratelor de roci constitutive:

$$W_S = \frac{1}{l_s}, \qquad (5)$$

în care:

l_s este grosimea medie a stratului, m.

Un acoperiș instabil, de exemplu, se caracterizează prin roci a căror intensitate a gradului de stratificare este $W_S = 5-15$, a gradului de fisurare $W_F = 3-5$, limita rezistenței la compresiune $\sigma_c = 20-30$ MPa, pasul surpărilor neregulate sub 2 m, iar suprafața deschisă stabilă, maximum 10 m^2.

În figura 1, zonele hașurate simplu reprezintă zone lipsite de mișcări active ale acoperișului principal și caracterizează roci a căror surpabilitate este medie sau grea. Această zonă este caracterizată de expresiile:

$$\frac{h_a}{h} > \frac{f_i - h}{h(1 - k_a)}; \qquad h_a > \frac{f_i - h}{1 - k_a}. \qquad (6)$$

Dacă acoperișul principal este constituit din roci greu și foarte greu surpabile și de grosimi mari, ce generează concentrări mari de tensiuni în acoperișul imediat, atunci interacțiunea dintre acoperișurile îndepărtat, apropiat și echipamentul de susținere mecanizată este caracterizată de relațiile:

$$\frac{h_a^0}{h} \geqslant \frac{K(f_i - h)}{h(1 - k_a)}; \qquad k_a^0 \geqslant \frac{K(f_i - h)}{1 - k_a}, \qquad (7)$$

unde:

h_a^0 este grosimea acoperișului apropiat tensionat;

$K = 1{,}25$ — coeficient de concentrare a tensiunilor.

Condiţia de vecinătate, în acest caz, se obţine cu ajutorul curbei *3* din figura 1; zona ce caracterizează lipsa de deplasări active ale acoperişului direct în spaţiul exploatat este cuprinsă în zona nehaşurată şi limitată de curba *4*.

Un alt parametru geomecanic, care se află în strînsă interdependenţă cu factorii cantitativi ce caracterizează rocile din acoperiş, este pasul de surpare.

Pasul de surpare şi grosimea acoperişului principal reprezintă factorii determinanţi în formarea sarcinii ce acţionează asupra echipamentului de susţinere din spaţiul exploatat.

Pe baza analizei a o serie de cercetări de laborator şi „in situ" s-a putut stabili o succesiune a fenomenului de surpare, pînă la formarea ruperii principale de bloc.

Mai mulţi autori recomandă, pentru determinarea primului pas de surpare a acoperişului principal la demararea abatajului, relaţia:

$$L_I = 3{,}5\sqrt{\sigma_p \cdot \Sigma H_p/10 \cdot \gamma} = A\psi, \qquad (8)$$

în care:

σ_p este rezistenţa la rupere a rocilor din acoperişul principal, MPa;

ΣH_p — grosimea stratelor portante ale acoperişului principal, m;

γ — greutatea volumetrică a rocilor din acoperişul principal, tf/m³;

A — valoarea pasului de surpare corespunzătoare clasei de acoperiş stabilite;

ψ — coeficientul de creştere a pasului de aşezare a acoperişului principal, condiţionat de prezenţa unui acoperiş imediat uşor surpabil.

Relaţia (8) reprezintă al doilea criteriu teoretic de determinare a clasei de acoperiş.

Portanţa necesară a susţinerii din abataj, avînd în vedere ipoteza plăcilor şi a grinzilor, se poate calcula cu relaţia:

$$R = q \cdot L_I/2, \qquad (9)$$

unde:

q este sarcina uniform distribuită a masei proprii a rocilor din acoperiş, MN/m².

Pentru o anumită susţinere, a cărei portanţă este R, condiţia de echilibru rocă-susţinere este dată de relaţia:

$$q = \frac{2R}{L_I} = \gamma \Sigma H_p, \qquad (10)$$

de unde rezultă:

$$\Sigma H_p = \frac{2R}{\gamma \cdot L_I}. \qquad (11)$$

Stabilirea grosimii stratelor din acoperişul principal activ, ΣH_p, reprezintă cel de-al treilea criteriu de clasificare a rocilor din acoperişul unui strat de cărbune. Determinată fiind grosimea stratelor ΣH_p, cu ajutorul relaţiei (8) se stabileşte rezistenţa de rupere a acoperişului, σ_p, respectiv:

$$\sigma_p = L_p^2 \cdot \gamma \cdot 10/3{,}5^2 \cdot \Sigma H_p. \qquad (12)$$

Un aspect de menţionat şi de care vom ţine seama în cele ce urmează este constatarea făcută pe parcursul cercetărilor noastre în sensul că funcţie de prezenţa unui acoperiş apropiat uneori surpabil, respectiv de grosimea acestui acoperiş, pasul aşezărilor primare ale acoperişului principal se poate mări datorită efectelor de înfoiere a rocilor din acoperişul principal.

Coeficientul de înfoiere a acoperişului principal, τ°, este raportul dintre grosimea reală a acoperişului apropiat (regăsită în coloana litologică) şi grosimea tensionată a acoperişului apropiat h_a^0:

$$\tau^\circ = \frac{h_a}{h_a^0}. \qquad (13)$$

Conform literaturii de specialitate, dependenţa dintre coeficientul de înfoiere τ° şi coeficientul de mărire a pasului de aşezare primară, ψ, poate fi exprimată cu relaţia:

$$\psi = 0{,}25\ \tau^\circ + 1. \qquad (14)$$

Avînd în vedere cele prezentate şi sintetizînd multitudinea de date obţinute din cercetările şi experimentările noastre şi a celorlalte institute de profil din ţară, relaţia (8), ca criteriu de clasificare, ia următoarea formă:

— pentru acoperişuri cu dirijare foarte uşoară:

$$L_I = 3{,}5\sqrt{\sigma_p \Sigma H_p/10\ \gamma} \leqslant 15\psi; \qquad (15)$$

— pentru acoperişuri cu dirijare uşoară:

$$L_I = 3{,}5\sqrt{\sigma_p \Sigma H_p/10\ \gamma} = (15-25)\psi; \qquad (16)$$

— pentru acoperişuri cu dirijare medie:

$$L_I^* = 3{,}5\sqrt{\sigma_p \Sigma H_p/10\gamma} = (20-40\ )\psi; \qquad (17)$$

— pentru acoperişuri cu dirijare grea:

$$L_I = 3{,}5\sqrt{\sigma_p \Sigma H_p/10\ \gamma} > 40\ \psi. \qquad (18)$$

Cercetările in situ, cît şi cele de laborator, efectuate pe modele din materiale echivalente, pun în evidenţă faptul că, o dată cu avansarea abatajului, surpările se produc în una sau succe-

siv, în două, trei sau mai multe etape, funcție de parametrii mecanici ai rocilor din acoperișul principal.

Astfel, al patrulea criteriu, care determină clasa de acoperiș, este funcție de pasul așezărilor repetate, respectiv pasul fisurilor principale de bloc, cît și de intensitatea apariției lor, caracterizate prin L'_{II} și L''_{II}.

Sintetizînd multitudinea de date avute la dispoziție, valorile acestor parametri s-au putut grupa — în funcție de modul de dirijare al acoperișului — astfel:

— pentru acoperișuri cu dirijare foarte ușoară:

$L'_{II} = 2-3$ m și poate atinge 5—10 m;

— pentru acoperișuri cu dirijare ușoară:

$L'_{II} = 4-8$ m și poate atinge 15—25 m;

— pentru acoperișuri cu dirijare medie:

$L'_{II} = 10-20$ m; $L''_{II} = 20-30$ m;

— pentru acoperișuri cu dirijare grea:

$L'_{II} = 20-30$ m; $L''_{II} = 40-60$ m.

În sinteza celor prezentate, avînd la dispoziție un volum mare de date specifice zăcămintelor de cărbuni din țară și susținerilor mecanizate utilizate sau posibil a fi utilizate în abatajele cu front lung, cît și a o serie de date din literatura de specialitate, s-a putut formula o clasificare generală a tipurilor de acoperișuri din abatajele frontale cu complexe mecanizate.

Această clasificare este prezentată în tabelul 1. Clasificarea recomandată cuprinde patru clase de acoperiș, fiecare clasă cuprinzînd două subclase caracterizate prin particularitățile acoperișului apropiat. Așa cum se poate observa, încadrarea în una din clase a unui anumit acoperiș se face funcție de o serie de parametri calitativi (caracteristicile coloanei litologice, caracteristicile de surpabilitate, respectiv stabilitate, etapizările surpărilor principale de bloc și intensitatea acestor surpări) și cantitativi (rezistența la compresiune a rocilor din acoperișul apropiat și îndepărtat, intensitatea gradului de fisurare, respectiv stratificare a acestora, pasul ruperilor neregulate ale acoperișului apropiat, l_a, pasul ruperilor ciclice de bloc ale acoperișului îndepărtat), cît și în funcție de cele patru criterii cantitative prezentate în detaliu anterior. Pentru o prezentare mai comodă s-au utilizat cîteva simbolizări logice ce se prezintă după cum urmează:

— pentru acoperișuri din clasele I și II:

$$h_a \geqslant \frac{f_i - h}{1 - k_a} = D; \quad h_a^0 \geqslant \frac{K(f_i - h)}{1 - k_a} = C;$$

$$h_a \leqslant \frac{f_i - h}{1 - k_a} = D; \qquad (19)$$

— pentru acoperișuri din clasa III:

$$h_a \leqslant \frac{f_i - h}{1 - k_a} = D;$$

$$D = \frac{f_i - h}{1 - k_a} \leqslant h_a \leqslant \frac{(f_i - h)}{1 - k_a} = C; \qquad (20)$$

— pentru acoperișuri din clasa IV:

$$h_a \leqslant \frac{f_i - h}{1 - k_a} = D. \qquad (21)$$

Pentru o mai ușoară orientare, în tabelul 1 se prezintă și coloanele litologice tip, caracteristice celor patru clase de acoperiș.

Utilitatea unei astfel de clasificări constă în stabilirea celui mai adecvat tip de susținere mecanizată, funcție de comportamentul geomecanic al rocilor din acoperișul stratului de cărbune. În această ideee, în partea a doua a tabelului 1 sînt prezentați principalii parametri tehnologici necesari la alegerea susținerii.

Acești parametri sînt portanța minimă a echipamentului de susținere și tipul funcțional al acestuia, pentru exemplificare indicîndu-se și cîteva tipuri constructive de echipamente recomandabile pentru fiecare clasă de acoperiș.

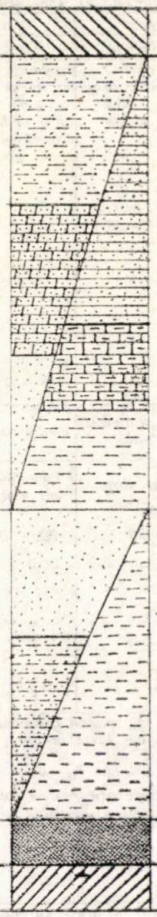
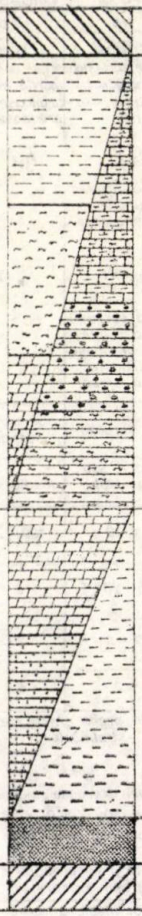
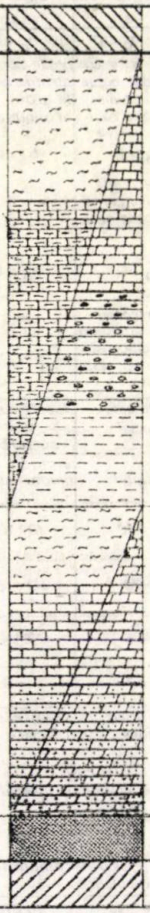
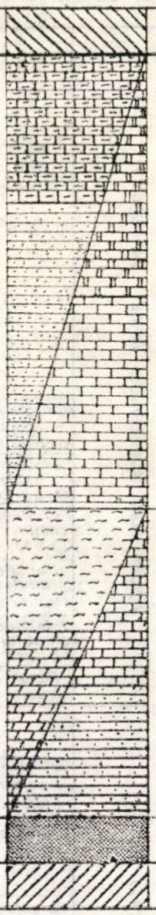
Funcție de cele prezentate în tabelul 1, fiecare tip de acoperiș poate fi caracterizat complet după următoarele particularități principale.

a. Acoperișuri din clasa I, care constau din roci foarte ușor surpabile, nestabile, avînd o portanță de peste 1 MPa și grosimea de 4—8, ori grosimea stratului de cărbune ($h_a \geqslant D$) la $\sigma_{cp} = 1-10$ MPa sau peste 4,5—8 ori grosimea stratului ($h_a^0 \geqslant C$), la $\sigma_{cp} > 10$ MPa. Mărimea pasului la prima așezare a acoperișului principal nu depășește 15 m mărit cu coeficientul de înfoiere a acoperișului principal. Mărimea pasului așezărilor ciclice moderate este de 2—3 m și poate atinge 5—10 m. Acoperișurile principale sînt constituite din roci cu surpabilitate ușoară sau medie, avînd diverse grosimi. În cazul în care acoperișul principal este format din roci cu $\sigma_c \leqslant 2$MPa, atunci grosimea acoperișului apropiat poate fi $h_a \leqslant D$.

b. Acoperișuri din clasa a II-a — acoperișul direct (apropiat) este constituit din roci ușor surpabile, nestabile sau cu stabilitate spre medie, cu o portanță de 5—20 MPa și grosimea de două—patru ori grosimea stratului de cărbune sau o portanță de peste 20 MPa, cu o grosime de 2,5—5 ori grosimea stratului de cărbune. Mărimea primului pas de dirijare poate atinge 25 m, iar mărimea pașilor ciclici de dirijare, ce se produc moderat, este de 4—8 m, ajungînd la 15—25 m. Acoperișurile principale sînt constituite din roci cu surpare ușoară și medie, avînd diverse grosimi. Dacă acoperișul principal este alcătuit din roci cu $\sigma_c \leqslant 5$ MPa,

Clasificarea tipurilor de acoperiș al zăcămintelor de cărbune din România

INDICII DE CLASIFICARE		CLASA DE ACOPERIS							
		I-FOARTE USOR DIRIJABIL		II-USOR DIRIJABIL		III-MEDIU DIRIJABIL		IV-GREU DIRIJABIL	
		Ia	Ib	IIa	IIb	IIIa	IIIb	IVa	IVb
ROCILE DIN ACOPERISUL DIRECT (APROPIAT)		$0 < h_a < D$	$h_a = 0$	$0 < h_a < D$	$h_a = 0$	$0 < h_a < D$	$h_a = 0$	$0 < h_a < D$	$h_a = 0$
	Caracteristicile coloanei litologice h_a, m	argile, argile cărbunoase, argile nisipoase, nisipuri, alte roci slab coezive	argile compacte stratificate, argile grase, marne argiloase	argile cărbunoase, argile, roci argiloase, stratificate	argile compacte, marne, marne argiloase, argile grezoase	argile cărbunoase, marne argiloase, marne, gresii slabe	marne calcaroase, sau grezoase, gresii de tărie medie, conglomerate	argile cărbunoase, șisturi cărbunoase.	marne și argile compacte, gresii calcare, șisturi tari.
		$h_a \geq D$	$h_a = 0$	$D \leq h_a$	$h_a \neq 0$	$D \leq h_a \leq C$	$h_a \neq 0$		
		argile, argile cărbunoase și nisipoase, nisip		argilă, argilă cărbunoasă, roci argiloase.	a	argile cărbunoase, marne grezoase, gresii slabe			
		$h_a > C$	$h_a = 0$	$h_a \geq C$	$h_a = 0$				
		argile cărbunoase și nisipoase, argile, nisip, alte roci slab coezive		argilă cărbunoasă, argile, roci argiloase stratificate, gresii slabe					
	Caracterizarea după surpabilitate	foarte ușor surpabil	foarte ușor și ușor surpabil	ușor surpabil	ușor și mediu surpabil	ușor și mediu surpabil	mediu surpabil	ușor și mediu surpabil	greu surpabil
	Caracterizarea după stabilitate	instabil	instabil sau mediu stabil	instabil sau mediu stabil	mediu stabil	mediu stabil	mediu stabil sau stabil	mediu stabil sau stabil	stabil
	Rezistența la compresiune σ_{cp}, 10^{-1} MPa	≥ 10	$10 \div 100$	≥ 20	$100 \div 200$	≥ 50	$200 - 500$	≥ 80	> 500
	Intensitatea gradului de stratificare, W_s	$5 - 20$	$3 \div 6$	$5 \div 20$	$2 \div 5$	$5 \div 20$	$1 \div 3$	$5 \div 20$	$0 \div 2$
	Intensitatea gradului de fisurare W_f	$3 - 5$	$3 \div 4$	$3 \div 5$	$2 \div 3$	$3 \div 5$	$1 \div 2$	$3 \div 5$	$0 \div 1$
	Pasul de surpare l_a, m	< 2	< 3	< 2	$< 4 \div 6$	< 3	$< 8 \div 12$	< 3	$< 10 \div 15$
ROCILE DIN ACOPERISUL PRINCIPAL (INDEPARTAT)	Caracteristicile coloanei litologice h_a, m	argile, argile grase alte roci argiloase, stratificate		argile, argile grase, roci argiloase, stratificate		argile și marne grezoase, gresii de tărie medie		roci compacte, tari calcare, gresii, dolomite.	
		$h_a \geq D$		$h_a > D$		$D < h_a < C$			
		marne grezoase, gresii de tărie medie.		șisturi argiloase, marne grezoase sau calcaroase		conglomerate, marne compacte calcare gresii.			
		$h_a > C$		$h_a > C$					
		roci argiloase compacte, gresii calcare		roci argilo-marnoase compacte, gresii calcare					
	Caracteristici de surpabilitate	foarte ușor, ușor, mediu și greu surpabil		ușor mediu și greu surpabil		mediu și greu surpabil		greu și foarte greu surpabil	
	Rezistența la compresiune σ_{cp}, 10^{-1} MPa	>10 pentru $0 < h < D$ 10-100 pentru $h \geq D$ >100 pentru $h \geq C$		50 pentru $0 < h_a < D$ 50-200 pentru $h_a \geq D$ 200 pentru $h_a \geq C$		100-500 pentru $0 < h_a < D$ >400 pentru $D \leq h_a \leq C$		> 500	
	Intensitatea gradului de stratificare W_s	$3 \div 6$ pentru $\sigma_{cp} = 10 \div 100$ $2 \div 5$ pentru $\sigma_{cp} = 100 \div 200$ $1 \div 3$ pentru $\sigma_{cp} = 200 \div 500$ $0 \div 2$ pentru $\sigma_{cp} = 500$		$2 - 5$ pentru $\sigma_{cp} = 100 \div 200$ $1 \div 3$ pentru $\sigma_{cp} = 200 \div 500$ $0 \div 2$ pentru $\sigma_{cp} > 500$		$1 \div 3$ pentru $\sigma_{cp} = 200 - 500$ $0 \div 2$ pentru $\sigma_{cp} > 500$		$0 - 2$ pentru $\sigma_{cp} > 500$	
	Intensitatea gradului de fisurare W_f	$3 \div 4$ pentru $\sigma_{cp} = 10 \div 100$ $2 \div 3$ pentru $\sigma_{cp} = 100 \div 200$ $1 \div 2$ pentru $\sigma_{cp} = 200 \div 500$ $0 \div 1$ pentru $\sigma_{cp} > 500$		$2 \div 3$ pentru $\sigma_{cp} = 100 \div 200$ $1 \div 2$ pentru $\sigma_{cp} = 200 \div 500$ $0 \div 1$ pentru $\sigma_{cp} > 500$		$1 \div 2$ pentru $\sigma_{cp} = 200 \div 500$ $0 \div 1$ pentru $\sigma_{cp} > 500$		$0 \div 1$ pentru $\sigma_{cp} > 500$	
	Al doilea pas de așezare L_{II} m	$2 \div 3$ până la $5 \div 10$		$4 \div 8$ până la $15 \div 25$		$4 \div 15$ până la $20 \div 30$		$15 \div 25$ până la $30 \div 60$	
	Etapizările celei de-a doua așezări	într-o etapă		într-o etapă		una sau două etape		două sau mai multe etape	
	Intensitatea celei de-a doua așezări	lină		lină sau moderată		moderată		intensă și foarte intensă	

INDICII DE CLASIFICARE		CLASA DE ACOPERIS							
		I-FOARTE USOR DIRIJABIL		II-USOR DIRIJABIL		III-MEDIU DIRIJABIL		IV-GREU DIRIJABIL	
		I_a	I_b	II_a	II_b	III_a	III_b	IV_a	IV_b
COLOANELE LITOLOGICE TIP CARACTERISTICE CLASEI DE ACOPERIS LEGENDA argilă argilă nisipoasă şisturi argiloase nisip marne marne grezoase marne calcaroase calcare şisturi conglomerate gresii dolomite	Coloana de roci ce apasă								
	Acoperişul principal								
	Acoperişul direct								
	Stratul de cărbune								
	Culcuşul stratului								
CRITERII DE DETERMINARE A CLASEI DE ACOPERIS.		$\frac{h_a}{h} \geq \frac{f_i - h}{h(1-k_a)}$ pt. $\sigma_{ca} \geq 10$, $\sigma_{cp} = 10 \div 100$ $\frac{h_a^0}{h} \geq \frac{k(f_i - h)}{h(1-k_a)}$ pt. $\sigma_{ca} \geq 10$, $\sigma_{cp} > 100$ $\frac{h_a}{h} \leq \frac{k(f_i - h)}{h(1-k_a)}$ pt. $\sigma_{ca} \geq 10$, $\sigma_{cp} \leq 20$ $L_I = 3{,}5\sqrt{\sigma_p \Sigma H_p / 10\tau} \leq 15\psi$ pt. $\sigma_{cp} \geq 10$, $W_s = 3 \div 6$ $L_{II}^{I} = 2 \div 3$ m [până la $5 \div 10$ m] pt. $\sigma_{cp} \geq 10$, $W_s = 3 \div 6$ ΣH_p - arbitrar		$\frac{h_a}{h} \geq \frac{f_i - h}{h(1-k_a)}$ pt. $\sigma_{ca} \geq 20$, $\sigma_{cp} = 50 \div 200$ $\frac{h_a^0}{h} \geq \frac{k(f_i - h)}{h(1-k_a)}$ pt. $\sigma_{ca} \geq 20$, $\sigma_{cp} > 200$ $\frac{h_a}{h} \leq \frac{f_i - h}{h(1-k_a)}$ pt. $\sigma_{ca} \geq 20$, $\sigma_{cp} < 50$ $L_I = 3{,}5\sqrt{\sigma_p \Sigma H_p / 10\tau} \leq 25\psi$ pt. $\sigma_{cp} \geq 50$, $W_s = 2 \div 5$ $L_{II}^{I} = 4 \div 8$ m (până la $15 \div 25$) pt. $\sigma_{cp} \geq 50$, $W_s = 2 \div 5$ ΣH_p - arbitrar		$\frac{h_a}{h} < \frac{f_i - h}{h(1-k_a)}$ pt. $\sigma_{ca} \geq 50$, $\sigma_{cp} = 100 \div 500$ $\frac{f_i - h}{h(1-k_a)} < \frac{h_a}{h} < \frac{k(f_i - h)}{h(1-k_a)}$ pt. $\sigma_{ca} \geq 50$, $\sigma_{cp} > 400$ $L_I = 3{,}5\sqrt{\sigma_p \Sigma H_p / 10\tau} = 20 \div 40\ \psi$ $L_{II}^{I} = 4 \div 15$ $L_{II}^{II} = 20 \div 30$ $\Sigma H_p \geq 2h \geq 3 \div 4$ m $\sigma_{cp} = 100 \div 500$ pt. $W_s = 1 \div 3$		$\frac{h_a}{h} \leq \frac{f_i - h}{h(1-k_a)}$ $L_I = 3{,}5\sqrt{\sigma_p \Sigma H_p / 10\tau} > 40\psi$ $L_{II}^{I} = 15 - 25$ m $L_{II}^{II} = 30 - 60$ m $\Sigma H_p > (2{,}5 - 3)/4 > 6 \div 8$ m σ_{cp} 500 pt. $W_s = 0 \div 2$	

INDICII DE CLASIFICARE	CLASA DE ACOPERIS									
	I - FOARTE USOR DIRIJABIL		II - USOR DIRIJABIL				III - MEDIU DIRIJABIL		IV - GREU DIRIJABIL	
	I_a	I_b	II a		II b		III a	III b	IV a	IV b
PARAMETRII CARACTERISTICI AI SUSTINERILOR MINIERE	PORTANTA MINIMA A SUSTINERII PENTRU STRATE						Portante nominale de lucru ridicate (cu cca 50% mai mari decît la clasele I și II)		Portante nominale de lucru ridicate (cu peste 100% mai mari decît la clasele I și II)	
	CU INCLINARE 0-35°		CU INCLINARE PESTE 35°							
	Înălțimea minimă a susținerii în poziție strînsă H_{min}, mm	Partea susținătoare $P_1 \cdot 10^2$ MPa	Rîndul de stîlpi de la dirijare $P_2 \cdot 10^2$ MPa	Partea susținătoare $P_1 \cdot 10^2$ MPa		Partea de îngrădire $P_0 \cdot 10^2$ MPa		Rîndul de stîlpi de la dirijare $P_2 \cdot 10^2$ MPa		
				Cu avansare pe direcție	Cu avansare pe înclinare	Cu avansare pe direcție	Cu avansare pe înclinare			
	450 500	30	50	20		8	6	30		
	560 630			25		12	8	40		
	710 800 1000	40	70							
	1250			30		15	12	60		
	1400 1600 1800	50	80				15			
	2000 2240 2500			30	40	20				
TIPUL FUNCTIONAL DE SUSTINERE MECANIZATA, INDICAT	Ingrăditor	Ingrăditor sau ingrăditor susținător	Ingrăditor sau ingrăditor susținător			Susținător - ingrăditor			Susținător	
TIPURI DE SUSTINERE MECANIZATA	CMA-2, CMA-2S, CMA-2M, CMA-350/130 (RSR), 2MKE, OKP, 1MKM, 2OKP, 2M 81E, 1 KGU (URSS) etc.		CMA-2, CMA-3, CMA-2M, CMA-2T, CMA-PL, CMA-2S, CMA-350/130 (RSR), PIOMA 25/46, SOW-40 (RPR), 1MK 970, MK 98, DONBASS-70, M 87E, M 87P, 1MKS, M 87A, M 87 DN, M 88, MK 75, 20KP 70, 2M 81E (URSS) SMA-2 SMA-P_2 (R.S.R), etc.				CMA-5H, CMA-SALAJ, CMA-4L (RSR), FAZOS-70, GLINIC-08122 (RPP), HEMSCHEIDT-TROICA, HEMSCHEIDT-ANINOASA; KLÖCKNER-BECORIT-LONEA, KLÖCKNER-BECORIT-PAROSENI, KLÖCKNER-BECORIT-URICANI (RFG), M-103, M-87P1, M-87 UMP, M-130, OKP-100 (URSS), SMA-2, SMA-P_2 (RSR), etc.		KLÖCKNER-BECORIT-PAROSENI, KLÖCKNER-BECORIT-URICANI, HEMSCHEIDT-ANINOASA (RFG), MT, MT-130, UKP, M-136 (URSS), etc	

NOTATIILE DIN TABEL SINT:

h_a – Grosimea formațiunilor din acoperișul direct caracterizat prin surpări neregulate, m

h – Grosimea exploatată a stratului de cărbune, m

f_1 – Săgeata maximă a straturilor inferioare ale acoperișului principal pînă la pierderea stabilității lor în spațiul exploatat, m

k_a – Coeficientul de afînare a rocilor din acoperișul direct

$W_F = \frac{1}{l_f}$ – Intensitatea gradului de fisurare, l_f - distanța medie între fisuri

$W_S = \frac{1}{l_s}$ – Intensitatea gradului de stratificare, l_s - grosimea medie a stratificațiilor

k – Coeficient de concentrare a tensiunilor

σ_{ca} – Rezistența la compresiune a rocilor din acoperișul direct

σ_{cp} – Rezistența la compresiune a rocilor din acoperișul principal

L_I – Pasul de surpare la prima așezare a acoperișului principal (primul pas de dirijare)

L_{II}^{I} și L_{III}^{II} – Pasul de surpare la a doua așezare în una sau două etape (pasul surpărilor principale de bloc)

H_p – Grosimea acoperișului principal activ (grosimea stratelor portante)

ψ – Coeficient de creștere a pasului de așezare a acoperișului principal, condiționat de prezența acoperișului direct, ușor surpabil

γ – Greutatea volumetrică a rocilor din acoperișul principal, 10 KN/m^3

σ_p – Rezistența portantă a rocilor din acoperișul principal

l_a – Pasul de surpare al acoperișului apropiat (pasul ruperilor neregulate)

atunci grosimea acoperişului apropiat poate fi $h_a < D$.

e. Acoperişuri din clasa a III-a: acoperişul direct este constituit din roci uşor surpabile, nestabile sau cu stabilitate medie, avînd o portanţă de peste 5 MPa, iar grosimea acestuia este de 2—4 ori grosimea stratului de cărbune ($h_a \leqslant D$), pentru $\sigma_c = 10-50$ MPa, sau de 2,5—5 ori grosimea stratului de cărbune ($D \leqslant h_a \leqslant C$), pentru $\sigma_c > 40$ MPa. Mărimea pasului la aşezări repetate moderate şi intense a acoperişului este de 4—15 m, atingînd 20—40 m. Acoperişul principal se manifestă prin surpări medii şi grele ale rocilor, avînd grosimea de circa două ori grosimea stratului de cărbune, dar nu mai puţin de 3—4 m.

d. Acoperişuri din clasa a IV-a: acoperişul imediat este constituit din roci cu dirijare uşoară, nestabile sau stabilitate medie, cu o portanţă de peste 8 MPa şi grosime de 3—4 ori grosimea stratului de cărbune ($h_a \leqslant D$). Mărimea pasului la prima aşezare depăşeşte 40 m, iar la aşezările repetate ciclice, intense şi foarte intense, este de 15—25 m, putînd ajunge la 30—60 m. Acoperişul principal conţine roci greu surpabile, cu portanţă peste 50 MPa şi cu grosimea mai mare de 2,5—3 ori grosimea stratului de cărbune, grosimea minimă fiind de peste 6—8 m.

Clasificarea prezentată recomandă împărţirea tipurilor de acoperiş, la zăcămintele de cărbune din România, extrase în abataje cu front lung, în cele patru clase de acoperiş conform tabelului 1.

Subîmpărţirea fiecărei clase în două subclase a apărut ca o necesitate datorită combinaţiilor dintre tipurile de roci ce alcătuiesc acoperişul apropiat în raport cu tipurile caracteristice de roci ce alcătuiesc acoperişul îndepărtat, în cele patru situaţii de bază. Această subîmpărţire permite o mai bună apreciere asupra tipului funcţional de susţinere ce se recomandă a fi utilizată pentru clasele (subclasele) respective de acoperiş.

În cele ce urmează vom prezenta două exemple de clasificare a tipului de acoperiş şi alegerea caracteristicilor principale ale echipamentului de susţinere ce se recomandă a fi utilizat în astfel de condiţii.

Exemplul 1.

Să considerăm perimetrul minier aparţinînd de I.M. Horezu, judeţul Vîlcea. Zăcămintele de lignit din acest bazin se întind între Pîrîul Amaradia la vest şi pîrîul Bistriţa la est. Depozitele sedimentare conţin 8 strate de lignit de vîrstă dacianã şi 2 de vîrstă romaniană. Unul dintre stratele de importanţă economică, extras în subteran, este stratul II *a*, care în zona Alunu — Berbeşti, de exemplu, este situat la o adîncime de 50—180 m. Stratul II *a* este format din 1—9 bancuri cu grosimea totală de pînă la 9,65 m (media 3,26 m). În acoperişul său direct se află, de regulă, 2 m de argilă compactă, uneori cu nisip, după care urmează secvenţa în grosime de 0,5—4,10 m (media 1,3 m), a stratului II *b*. Urmează nisipuri în grosimea maximă de 17 m, în general acvifere. Acoperişul principal îl constituie complexul argilo-cărbunos al stratelor superioare de lignit.

Rezistenţa de rupere la compresiune a rocilor acoperitoare (acoperiş direct şi principal) variază între 0,3 şi 2 MPa la rocile sterile şi 5 pînă la 7 MPa la stratele de lignit. Greutatea volumetrică medie a rocilor acoperitoare se situează între valorile 17 şi 20 kN/m^3. Intensitatea gradului de stratificare a rocilor acoperitoare variază între 15 şi 25 sau chiar peste 25, iar a gradului de fisurare între 4 şi 10. Cercetările de laborator efectuate pe modele din materiale echivalente au furnizat o serie de parametri geomecanici de rupere a acoperişului, parametri confirmaţi ulterior şi de observaţiile din teren. Astfel, pasul surpărilor neregulate se situează în jurul valorilor de 2—4 m. Primul pas de dirijare la demararea abatajelor este de circa 20—25 m, iar ruperile ciclice de bloc se repetă la un interval de circa 8—15 m.

Rocile sînt, de regulă, foarte uşor sau uşor surpabile, tavanul abatajului fiind, de regulă, instabil, iar în zonele unde stratul II *b* are o grosime mai mare, stabilitatea creşte spre mediu stabil. Aşezarea acoperişului principal se face într-o singură etapă printr-o lăsare lină. Grosimea acoperişului apropiat (zona de surpări neregulate) este în medie de 6—8 m. Avînd în vedere că săgeata f_t pentru rocile argiloase-nisipoase este de ordinul a cîţiva centimetri, după primul criteriu de clasificare $D \simeq 2$, $C \simeq 2{,}5$, iar $h_a/h \simeq 2{,}45 > C$ şi $h_a^0/h \simeq 3 > D$, deci ne încadrăm în prima clasă de acoperiş. După al doilea criteriu:

$$L_I = 3{,}5\sqrt{3 \cdot 100/10 \cdot 1{,}7} \simeq 14{,}6 < 15 \cdot 1{,}3, \quad (22)$$

unde s-a considerat $\Sigma H_p = 100$ m, deoarece fisurile se propagă pînă la suprafaţa terenului, iar adîncimea medie de exploatare este de circa 100 m şi după acest criteriu tipul de acoperiş corespunde condiţiilor din clasa I.

După al treilea criteriu, ce impune pasul de rupere L_{II}, în cazul nostru ne încadrăm în clasa I de acoperiş, deoarece $L_{II} = 8-15$ m, deci în limitele indicate în tabelul 1.

După cel de-al patrulea criteriu, de asemenea, putem să ne încadrăm în clasa I, unde ΣH_p este arbitrar.

Comparînd datele enumerate mai sus cu cele din tabelul 1, se poate trage concluzia că clasa de acoperiş proprie zăcămintelor din perimetrul Alunu—Berbeşti este I acoperiş foarte uşor dirijabil, respectiv I *a* în general şi eventual I *b* în situaţia cînd în acoperişul imediat este prezent stratul de lignit II *b* în grosime mai mare de 50 cm.

Funcție de cele prezentate se poate recomanda ca în abatajele cu front lung susținerea să se realizeze cu echipamente de tip îngrăditor sau eventual îngrăditor-susținător, care să asigure o portanță de minim 0,5 MPa pe partea susținătoare a secției, respectiv minim 0,8 MPa pe rîndul de stîlpi de la dirijare.

Avînd în vedere grosimea stratului de lignit, cît și tipurile de susțineri utilizate în țară, tipurile constructive de susțineri ce corespund acestor cerințe sînt, în principal, CMA-2M, CMA—2S și 20KP—70.

Exemplul 2.

În acest exemplu vom lua în analiză zăcămîntul de cărbune brun de la Borod-Borozel, jud. Bihor. Zăcămîntul este situat la 20 km ESE de orașul Aleșd. Stratele de cărbune sînt localizate în orizontul marnelor de vîrsta sarmațianului mediu. În cele ce urmează se vor face referiri la stratul 2, situat deasupra nivelului de tuf riodacitic, care are o grosime de 0,5—4,5 m și o dezvoltare constantă și uniformă în zăcămînt. Acoperișul stratului este format din marne lumașelice de grosime 4—10 m, după care urmează cîteva zeci de metri de marne cu intercalații de tufuri vulcanice în care apare microfaună specifică sarmațianului. Peste aceste formațiuni urmează o succesiune de marne cenușii cu intercalații de tufuri vulcanice, cu grosime de 150—200 m, de vîrstă panoniană. Grosimea totală a rocilor acoperitoare este de 250—350 m. Rezistența de rupere la compresiune a rocilor din acoperișul direct este de 19—25 MPa — marna lumașelică, 5—17 MPa — tufurile, gresiile slab consolidate și microconglomeratele și 4—12 MPa —marnele argiloase, cenușii, respectiv calcaroase.

Cărbunele din stratul 2 are o rezistență la compresiune de 6—8 MPa. Greutatea volumetrică medie a rocilor acoperitoare situate în acoperișul direct sînt de 19—21,3 kN/m^3, respectiv 18—25 kN/m^3 cel din acoperișul principal.

Intensitatea gradului de fisurare a acoperișului apropiat este în jur de 1, iar a gradului de stratificare 2—3. Pentru acoperișul principal, în funcție de tipul de roci, intensitatea gradului de fisurare în cazul marnelor este de 4—5, iar a gradului de stratificare 8—15, în cazul tufurilor, gresiilor și conglomeratelor, $W_f = 2-3$, iar $W_s = 3-4$. Cercetările pe modele din materiale echivalente au furnizat parametrii geomecanici de rupere a acoperișului, care urmează a fi verificați și in situ.

Acești parametri geomecanici sînt după cum urmează: pasul surpărilor neregulate de 8—17 m, iar înălțimea de propagare a acestora, respectiv grosimea acoperișului direct de 20—25 m. Primul pas de dirijare la demararea abatajului a atins 72 m, pe o înălțime de circa 45 m. Pașii ruperilor de bloc se situează între valorile 35 și 45 m, cu o extindere pe verticală de 45—50 m.

Rocile acoperișului apropiat sînt, de regulă, mediu sau greu surpabile, fiind mediu stabile sau stabile.

Acoperișul principal se așază, de regulă, în mai multe etape cu intensitatea așezării moderate sau chiar intense.

Analizînd tipul de acoperiș după cele patru criterii, rezultă următoarele.

● După primul criteriu de clasificare, avînd în vedere că săgeata f_i a rocilor din acoperișul principal poate atinge valori de pînă la 0,5 m, $D \simeq 4{,}4$, iar $C \simeq 5{,}5$, valoarea $h_a/h \simeq 5$, rezultă că se îndeplinesc condițiile pentru clasa a III-a de acoperiș, conform tabelului 1.

● După al doilea criteriu se calculează:

$$L_I = 3{,}5\sqrt{20 \cdot 45/10 \cdot 2{,}2} \simeq 22{,}3 = 20\ \text{ψ}.$$

După acest criteriu acoperișul se poate încadra în clasele II sau III.

Așa cum s-a arătat, ruperile de bloc se produc, de regulă, în mai multe etape, pasul L_{II} fiind de circa 35—45 m; astfel, după al treilea criteriu acoperișul poate fi încadrat în clasele III sau IV.

Știind că grosimea acoperișului apropiat este de circa 20—25 m, iar a zonei de influență a fisurilor de bloc de circa 45—50 m, rezultă că $\Sigma H_p \simeq 20-30$ m. Se poate observa că $\Sigma H_p \geqslant 2\ h \geqslant 3-4$, deci putem încadra acoperișul în clasa a III-a.

Analizînd datele prezentate mai sus, comparativ cu cele din tabelul 1, se poate concluziona faptul că tipul de acoperiș caracteristic zăcămîntului Borod-Borozel (în zona analizată) face parte din clasa III *b*.

Funcție de cele prezentate tipul funcțional de susținere recomandabil condițiilor de zăcămînt de la Borod-Borozel este susținător-îngrăditor, care trebuie să asigure o portanță minimă de circa 0,80 MPa pe partea susținătoare și 1,2 MPa pe rîndul de stîlpi de la dirijare.

Avînd în vedere aceste aspecte, cît și grosimea exploatabilă a stratului de circa 4,5 m, singura susținere de construcție românească ce poate fi recomandată în acest caz este complexul mecanizat CMA-5H.

Clasificarea prezentată a tipurilor de acoperiș poate fi utilizată, în primul rînd, de către inginerii din producție și proiectanții noilor abataje de extragere a rezervelor de cărbune, în vederea alegerii tipului recomandabil de susținere pentru condițiile specifice luate în considerare. Volumul mare de date care a stat la baza elaborării acestei clasificări dă certitudinea unei probabilități foarte bune, cu un grad de încredere de peste 90%, asupra unei interacțiuni optime rocă-susținere, utilizînd recomandările tehnologice cuprinse în tabelul 1.

Bibliografie

[1] Almăşan, B. *Exploatarea zăcămintelor minerale din România.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1984.

[2] Almăşan, B. *Exploatarea şi valorificarea zăcămintelor de substanţe minerale solide.* Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1982.

[3] Adruşkevici, S. G., Zubov, V. P., Ivanov, A. A. *Vlianie glubinî razrabotki na proiavleniia gornogo davlenia v ocistnih zaboiah.* Gornîi Jurnal, nr. 1/1981.

[4] Băncilă, I., Fotă, D. ş.a. *Geologie inginerească.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1981.

[5] Borisov, A. A. *O metodah issledovania zakonomernostei opornogo davlenia.* Ugoli, nr. 5, 1969, p. 16—22.

[6] Bratcenko, B. F., Horin, V. N. *Industria carboniferă a S.U.A.* Ed. Nedra, Moscova, 1971.

[7] Coculescu, M. Studiul presiunilor în abatajele din minele de lignit situate în zone cu coperte mai mari de 8 m, în vederea îmbunătăţirii tehnologiei şi perfecţionării utilajelor de exploatare. Studiul I.C.I.T.P.M.L. Craiova, 1981.

[8] Covaci, Şt. *Exploatări miniere subterane* Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1983.

[9] Cristescu, N. *Mecanica rocilor.* Universitatea din Bucureşti, 1984.

[10] Cristescu, N. *Damage and Failure of viscoplastic rock-like Materials.* International Journal of plasticity, vol. 2, nr. 2, p. 189—204, 1986.

[11] Cristescu, N. *Elastic-viscoplastic Constitutive Equations for Rock.* Internaţional Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts, vol. 24, nr. 5, p. 271—282, 1987.

[12] Dokukin, A. V., Korovkin, Iu. A., Iakovlev, N. I. *Mehanizirovannie krepi i ih razvitie.* Ed. Nedra, Moscova, 1984.

[13] Fisenko, G. L. *Osobennosti proiavleniia gornogo davleniea pri razrabotke glubokih gorizontov şaht.* Ugoli, nr. 10, 1973, p. 8—15.

[14] Fisenko, G. L. *Starea limită a rocilor din jurul lucrărilor miniere.* Ed. Nedra, Moscova, 1976.

[15] Fotă, D. Studiu pe modele privind posibilităţile de depunere într-o zonă exploatată şi în curs de exploatare din Valea Bourelu, a haldei exterioare aferente carierei Jilţ Nord. Studiu I.C.I.T.P.M.L. Craiova, 1983.

[16] Fotă, D. Influenţa exploatării stratului X de lignit asupra formaţiunilor de roci acoperitoare,mina Roşiuţa. Studiu I.C.I.T.P.M.L. Craiova, 1983

[17] Fotă, D. Studii pe modele pentru determinarea influenţei exploatării stratului X asupra suprafeţei ce va fi ocupată de viitoarea haldă exterioară a carierei Jilţ-Nord. Studiu I.C.I.T.P.M.L. Craiova, 1983.

[18] Glusko, V. T., Zorin, A. N. *Vibrosî porod v gornih vîrabotkah glubokih şaht Donbassa.* Ed. Naukova Dumka, Kiev, 1972.

[19] Hirean, G. *Mecanica rocilor.* Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1981.

[20] Jaeger, J. C., Cook, N. G. W. *Fundamentals of rock mechanics.* Ed. Methuem, 5 co LTD London, 1968.

[21] Kanagawa, T., Hibino, Ş., Hayashi, M., Kitahara, Y. *In situ Stress Measurements in the Japanese Islanda: Over-coring Results from a Multi-element Gauge Used at 23 Sites.* International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts. Vol. 23, nr. 1, p. 29—39, 1986.

[22] Katkov, G. A., Jurilo, A. A. *Determinarea parametrilor raţionali ai dirijării presiunii în abatajele cu acoperiş greu surpabil.* Ugoli, nr. 1, 1980.

[23] Komissarov, S. N. *Issledovania deformirovannogo i napreajennogo sostoianiia gornogo massiva pri ocistnoi vîemke pologhih ugolnîh plastov.* Ugoli, nr 10, 1972, p. 23—29.

[24] Korovkin, I. O. *Cu privire la clasificarea coperişurilor în abatajele cu complexe mecanizate.* Ugoli, nr. 10, 1980, p. 18—22.

[25] Kuzmici, A. S. ş.a. *Plasarea în afara zăcământului a lucrărilor miniere la exploatarea zăcămintelor de cărbuni.* Ed. Nedra, Moscova, 1981.

[26] Kpovcenko, V. S. *Siguranţa prin dirijarea presiunii miniere în fronturile stratelor slab înclinate* Ed. Nedra, Moscova, 1975.

[27] Marian, I. ş.a. *Alegerea şi calculul susţinerii mecanizate ce lucrează sub tavan artificial în Valea Jiului.* Revista Minelor, nr. 9, 1972.

[28] Mataca, E. *Calculul înălţimii de lucru la susţinerea mecanizată.* Revista Minelor, nr. 11, 1972, p. 525—528

[29] Mataca, E. *Complexe mecanizate de abataj.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1977.

[30] Manea, N., Paraschiv, V., Vescan, D. Probleme privind controlul acoperişului în abatajele minelor de lignit. Studiu ICEMIN, 1968.

[31] Medveş, E. Determinarea regimului de presiune minieră la zăcămintele de lignit în vederea stabilirii tipurilor de susţinere şi a tehnologiilor de lucru corespunzătoare. Studiu I.C.I.T.P.M.L. Craiova, 1987.

[32] Medveş, E. Studiul caracteristicilor funcţionale a susţinerilor mecanizate pentru abatajele minelor de lignit. Studiu I.C.I.T.P.M.L. Craiova, 1985.

[33] Leţu, N., Carpenişeanu, D. *Susţineri miniere.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1973.

[34] Popescu, A., Todorescu, A. *Mecanica rocilor în minerit.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1982.

[35] Petuhov, I. A., Doroşenko, V. I. *Rascet peremeşcenii parod v plastovîh podgotovitelnih vîrobotkah pod vlianiem vremenogo opornogo davlenia.* Gornîi Jurnal, IZVUZ, nr. 5, 1973.

[36] Stagg, K. G., Zienkiewicz, O. C. *Rok Mechanics in engineering practice.* Ed. John Wiley and sons London, New York—Sydney—Toronto, 1972.

[37] Stamatiu, M. *Mecanica rocilor.* Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1962.

[38] Tokes, T. Manea, N., Vescan, D. *Dirijarea acoperişului în abatajele frontale din minele de lignit din R.S.R.* Conferinţa Naţională de tehnică minieră, 28—30 nov., Bucureşti, 1968.

[39] Vescan, D. *Cercetarea pe modele din materiale echivalente a proceselor de deplasare a rocilor generate de exploatare subterană a lignitului.* Simpozion : Exploatarea stratelor de lignit şi huilă cu grosimi reduse şi mari, Craiova, 1984.

[40] Vescan, D. Studii pe modele a posibilităţilor de exploatare a rezervelor de lignit situate sub halda exterioară din V. Bourelu. Studiu I.G.P.S.M.S., 1975.

[41] Vîlculescu, I. *Consideraţiuni privind gama de complexe de abataj pentru extracţia lignitului.* Simpozion I.C.I.T.P.M.L. Craiova, 25—26 nov., 1983.

[42] Zemisev, V. N. *Rascetî deformaţii gornogo massiva.* Ed. Nedra, Moscova, 1973.

[43] * * * *Metode de mărire a adaptabilităţii susţinerilor mecanizate.* Ugoli, nr. 7, 1982.

[44] * * * STAS 11998-83, Gost 15852-82, Gost 18585-82.

[45] * * * *Căutarea unor procedee şi mijloace raţionale de dirijare a presiunii miniere în abatajele minelor de cărbune adînci.* Ed. CAER, Karlovi-Vari, 1970.

[46] * * * Anuarele ICEMIN, vol. 6—19.

[47] * * * *Maşini şi utilaje pentru industria carboniferă.* Îndrumător (traducere din lb. rusă). O.I.D.—M.M., Bucureşti, 1983.

[48] * * * Conferinţa naţională de tehnică minieră, 28—30 nov. 1968, Bucureşti.

[49] * * * *Studiul presiunilor în abatajele din minele de lignit situate în zone cu coperte mai mari de 80 m, în vederea îmbunătăţirii tehnologiei şi perfecţionării utilajelor de exploatare.* I.C.I.T.P.M.L. Craiova, 1981.

[50] * * * *Determinarea caracteristicilor fizico-mecanice ale zăcămintelor de lignit şi rocilor înconjurătoare (culcuş, acoperiş direct) în vederea determinării portanţei susţinerilor mecanizate şi individuale la bazinele aparţinătoare Combinatului Minier Ploieşti,* C. 50.21, Raport final, 30.11.1980. I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca.

Buclă de reglaj automat al alimentării morilor de micronizare

Ing. **P. Ranca**, ing. **Gh. Bolba**,
ing. **D. Vădan**, ing. **E. Iancu**
C. M. Căpuş

Moara de micronizare este un utilaj dezintegrator în două trepte, utilizat pentru obţinerea unor produse cu o granulaţie de 60 μm.

Acţiunea de dezintegrare se bazează pe acţiunea de uzură, forfecare, impact, combinate astfel, încît să se obţină fineţe granulometrică şi randament maxim.

Utilajul este proiectat să lucreze fie în circuit închis, fie în circuit deschis.

Cînd moara se foloseşte în circuit deschis ea nu are nevoie de aer suplimentar pentru transportul materialului, întrucît este echipată cu un ventilator pentru transportul materialului în silozul de colectare.

În afară de posibilitatea obţinerii unui material măcinat extrem de fin, moara mai are funcţia de a înnobila materialul dezintegrat, prin îndepărtarea particulelor contaminatoare grobe.

Mecanismul de înnobilare se poate regla chiar în timpul măcinării, iar impurităţile se elimină în mod continuu, la ambele trepte, cu transportoare cu melc.

Moara de micronizare se compune din (fig. 1):

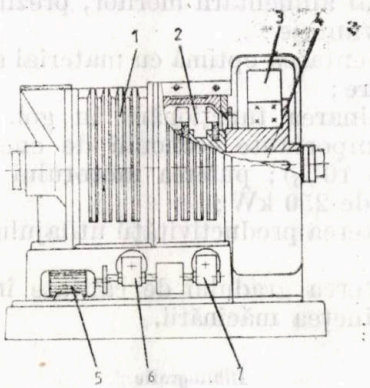


Fig. 1. Moară de micronizare:
1 — camera I de măcinare; *2* — camera II de măcinare; *3* — ventilatorul morii; *4* — rotorul morii; *5* — motor electric; *6* — transportor cu melc I; *7* — transportor cu melc II.

— un rotor cu palete;

— un stator cu două camere de măcinare şi carcasa ventilatorului;

— două transportoare cu melc.

Pentru reglarea dimensiunii de măcinare a materialului există mai multe posibilităţi:

— montarea unor inele (între camerele de măcinare şi între camera a doua şi carcasa ventilatorului) a căror dimensiune influenţează timpul de staţionare a materialului în moară;

— reglarea volumului de aer;

— reglarea spaţiului cuprins între elementele de măcinare şi căptuşeala morii.

În cadrul C. M. Căpuş acest tip de mori lucrează în circuit închis (fig. 2) şi se utilizează la micronizarea alabastrului.

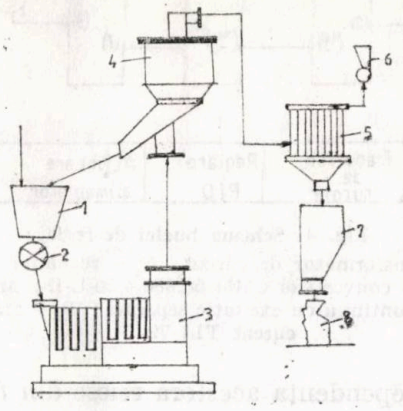


Fig. 2. Circuit închis la C. M. Căpuş:
1 — siloz de material brut; *2* — alimentator cu şnec; *3* — moară de micronizare; *4* — clasor pneumatic; *5* — filtru cu saci; *6* — exhaustor; *7* — siloz de material finit; *8* — însăcuire.

Pentru ca măcinarea să se facă la parametrii optimi atît ai morii, cît şi ai clasorului din circuit, una din condiţiile de bază este asigurarea alimentării constante cu materiale a acestora.

Condiţiile tehnologice reale arată că acest deziderat nu este întrunit, motiv pentru care rezultatele granulometrice ale produsului finit sînt variabile.

Pentru a înlătura acest neajuns s-a realizat un alimentator cu şnec, antrenat de un motor electric de curent continuu, cu excitaţie separată, care are posibilitatea reglării turaţiei prin variaţia tensiunii la bornele rotorului U_A (relaţia (1) de la un redresor comandat (CMM 50.380.4/50).

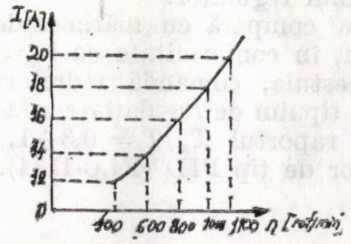


Fig. 3. Interdependenţa dintre intensitatea curentului *I* şi turaţia şnecului *n* al alimentatorului.

După o analiză mai îndelungată a procesului de măcinare prin moara de micronizare, s-a observat că intensitatea curentului absorbit de motorul de acţionare al acesteia este dependentă de debitul de alimentare care, la rîndul lui, este în funcţie de turaţia şnecului n al alimentatorului.

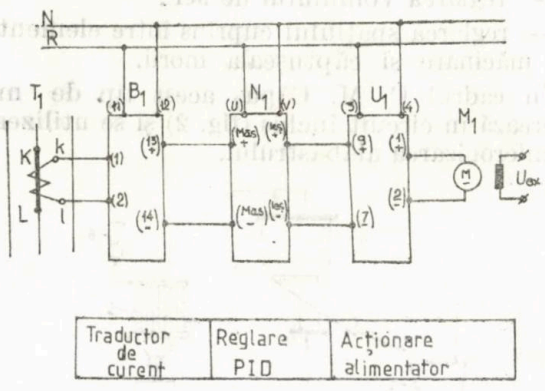


Fig. 4. Schema buclei de reglaj:

T_1 — transformator de curent; N_1 — regulator PID ELC 1134; U_1 — convertizor CMM 50.380.4/50-U-D; M_1 — motor de curent continuu cu excitaţie separată; B_1 — traductor de curent TIA-79.

Interdependenţa acestora reiese din figura 3.

$$\Omega = \frac{U_A - R_A I_A}{K_E \Phi_E}; \quad \Omega = 2\pi n, \qquad (1)$$

unde:

U_A este tensiunea aplicată la bornele rotorului, V;
R_A — rezistenţa circuitului rotoric, Ω;
I_A — curentul prin circuitul rotoric, A;
Φ_E — fluxul de excitaţie, Wb;
K_E — constantă;
Ω — viteza unghiulară a rotorului, rad/s;
I — curentul absorbit de motorul morii, A.

Ţinînd seama de graficul de mai sus, s-a conceput o buclă de reglaj care să asigure o alimentare optimă şi continuă cu material a morii de micronizare.

Schema desfăşurată este dată în figura 4.

Bucla reprezentată (fig. 4) sesizează variaţiile de sarcină ale motorului de acţionare a morii, le converteşte într-un semnal unificat şi le aplică unui regulator.

Acesta le compară cu mărimea de referinţă prescrisă şi, în conformitate cu legea de acordare a acestuia, comandă redresorul.

Alegerea tipului de regulator s-a făcut ţinînd seama de raportul $T_m/T = 0{,}3 \div 1$, rezultînd un regulator de tip PID (ELC-1134).

Acordarea regulatorului s-a făcut prin încercări, procedîndu-se în felul următor:

— s-au fixat B_P, T_i şi T_d la valoarea minimă;
— se scade valoarea lui B_P pînă cînd se obţine o mărime de ieşire oscilantă;
— se măreşte T_d pînă cînd fenomenul de oscilaţie dispare;
— se micşorează B_P pînă cînd fenomenul de oscilaţie reapare;
— se creşte T_d pînă cînd fenomenul de oscilaţie dispare;
— se repetă operaţiile precedente pînă cînd oscilaţiile nu mai dispar, chiar dacă se măreşte T_d; în această situaţie se fixează pentru B_P o valoare mai mare cu o treaptă sau două, pentru a se crea o rezervă;
— se micşorează T_i pînă cînd apar din nou oscilaţii întreţinute ale mărimii de ieşire, mai lente însă decît acelea obţinute prin micşorarea lui B_P;
— se fixează valoarea lui T_i cu o treaptă sau două mai mare decît aceea la care au apărut oscilaţiile.

În final s-au obţinut pentru B_P, T_i, T_d valorile:

$$B_P = 100\%; \quad T_i = 10 \text{ s}; \quad T_d = 2 \text{ s}.$$

Concluzii

Bucla de automatizare prezentată mai sus, faţă de vechiul sistem de reglaj (bipoziţional cu relee) al alimentării morilor, prezintă următoarele avantaje:

— alimentarea optimă cu material a morii de micronizare;
— eliminarea funcţionării în gol, concretizată în importante economii de energie electrică (cca 10%); puterea motorului de acţionare este de 250 kW;
— creşterea productivităţii utilajului cu circa 15%;
— creşterea gradului de calitate în ceea ce priveşte fineţea măcinării.

Bibliografie

[1] Magyari, A. *Utilaje de preparare a substanţelor minerale utile*. Ed. Tehnică, Bucureşti, 1983.
[2] Crăescu, I. *Prepararea substanţelor minerale utile*. Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1982.
[3] Bivolaru, L. *Montarea instalaţiilor de automatizare*. Ed. Tehnică, Bucureşti, 1978.
[4] Papadache, I. *Alegerea şi acordarea regulatoarelor*. Ed. Tehnică, Bucureşti, 1975.
[5] Ionescu, C. *Automatizarea instalaţiilor*. Litografia Institututlui de Construcţii Bucureşti, 1981.
[6] Ranca, P., Bolba, G., Vădan, D. *Buclă de reglaj automat al alimentării morilor Hosokawa*. Simpozionul „Creativitatea tehnică la C. M. Cluj", 23—26 mai, 1989.

Sistem automat de reglare a nivelului în celulele de flotaţie pneumatice

Ing. C. Boia, sing. Gh. Vişa,
ing. Dana Prelipceanu
I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca

I. Consideraţii generale

Flotaţia este un procedeu mecano-chimic prin care particulele de substanţă utilă din suspensia de minereu se separă de particulele de substanţă sterilă, proces care se desfăşoară selectiv, dacă reactivii de flotaţie se dozează corespunzător.

În celulele de flotaţie pneumatică aerul are rolul de transport al particulelor de substanţă utilă, evacuarea substanţei utile făcîndu-se sub forma unei spume continue la partea superioară a celulei, în timp ce la partea inferioară a ei se evacuează suspensia cu steril. Un parametru esenţial care determină eficienţa celulei este dat de menţinerea nivelului în limite strînse, astfel încît spuma cu substanţă utilă să deverseze continuu peste buza celulei, dar nivelul să nu fie prea sus astfel încît să deverseze şi suspensie cu mult steril. Tehnologic, pentru un anumit minereu, cu o granulaţie constantă, se stabileşte un anumit nivel optim. Nivelul din celulă este supus următorilor factori perturbatori: variaţia debitului suspensiei care de obicei se pompează, densitatea suspensiei, concentraţia de substanţă utilă, cantitatea de aer şi adaosul de reactivi.

II. Descrierea sistemului de măsură cu traductor de nivel cu imersor tip FE-7 BT

Aceste aparate au următoarele caracteristici importante pentru scopul propus în lucrare:

- gama forţei ascensionale, 7N (0,7 kgf);
- interval de măsurare continuu, reglabil;
- semnal de ieşire, 4 — 20 mA;
- rezistenţe de sarcină, 0 — 650 ohmi;
- repetabilitate, 0,2%;
- precizia, ± 0,5%;
- prag sensibilitate, 0,1%.

Aşa cum se observă în figura 1, traductorului de nivel cu imersor i s-a detaşat imersorul cu care este prevăzut, acesta fiind înlocuit cu un cilindru calculat în aşa fel, încît sistemul de măsură să aibă o sensibilitate maximă, dar fără a se afecta stabilitatea lui. Practic s-a adoptat ca element de susţinere a imersorului lanţul cu ochiuri, care poate fi uşor adus la dimensiunea cerută de nivelul optim din celulă.

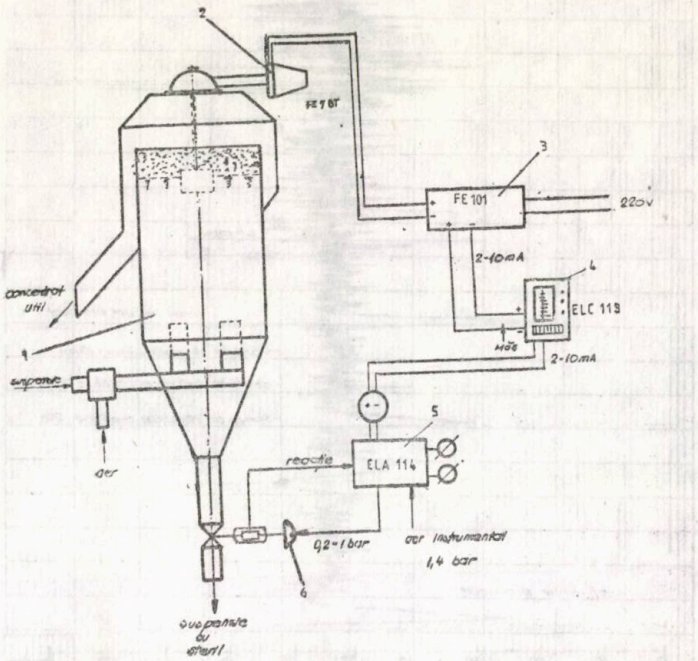


Fig. 1. Schema de măsurare şi reglaj continuu a nivelului în celula de flotaţie pneumatică: *1* — celula de flotaţie; *2* — traductor de nivel cu imersor; *3* — sursă de alimentare FE—101; *4* — regulator continuu ELC-113; *5* — convertor electropneumatic ELA-114; *6* — ventil de reglaj pneumatic.

III. Reglajul continuu al nivelului în celula de flotaţie

Explicaţiile se dau în legătură cu figura 1 unde este prezentată schema de principiu. Traductorul de nivel FE-7BT-2 culege din proces informaţia privind nivelul lichidului din celula de flotaţie, la ieşirea sursei FE-101 rezultînd un semnal în gama 2—10 mA, semnal care se aplică la intrarea de măsură a regulatorului continuu cu referinţă internă ELC-113. Semnalul de ieşire din regulator este convertit în semnal pneumatic de către convertorul electropneumatic, ce se aplică apoi ventilului pneumatic *6*, care modifică debitul de evacuare din celulă funcţie de nivelul din celulă. În figura 2 se prezintă un extras din diagrama de variaţie a nivelului, diagramă indicată în condiţii de funcţionare normală, cînd intervin toţi factorii perturbatori. Pentru a verifica răspunsul sistemului automat au fost provocate salturi bruşte minime şi maxime, timpul de revenire fiind de circa 20 s. Variaţia absolută pentru diagrama ridicată a fost de 25% pentru o

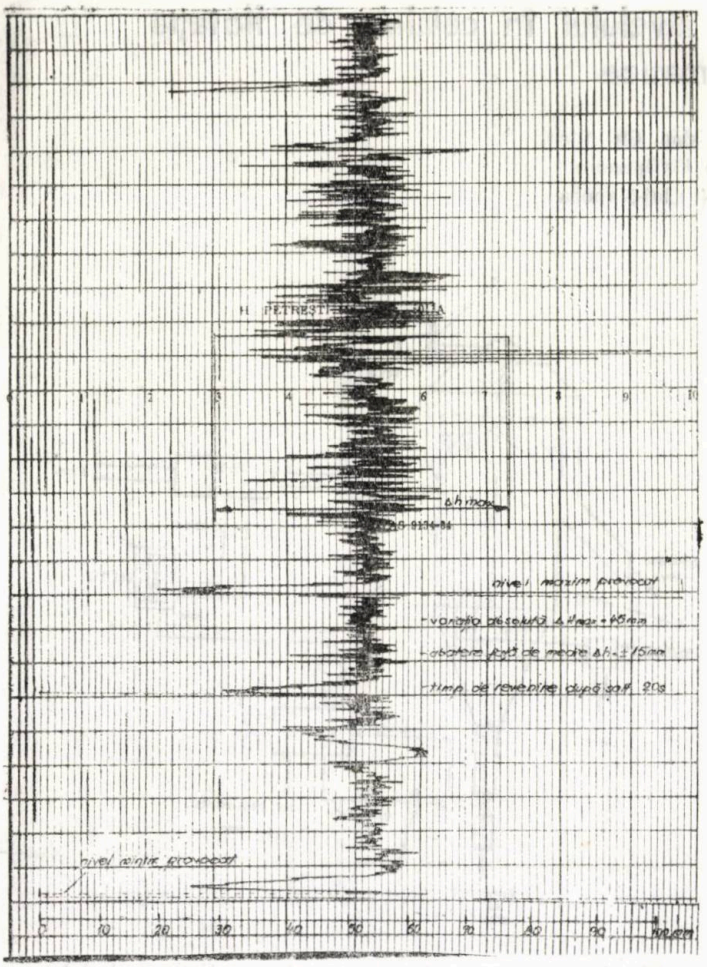


Fig. 2. Variația nivelului în celula de flotație cu reglaj continuu de nivel.

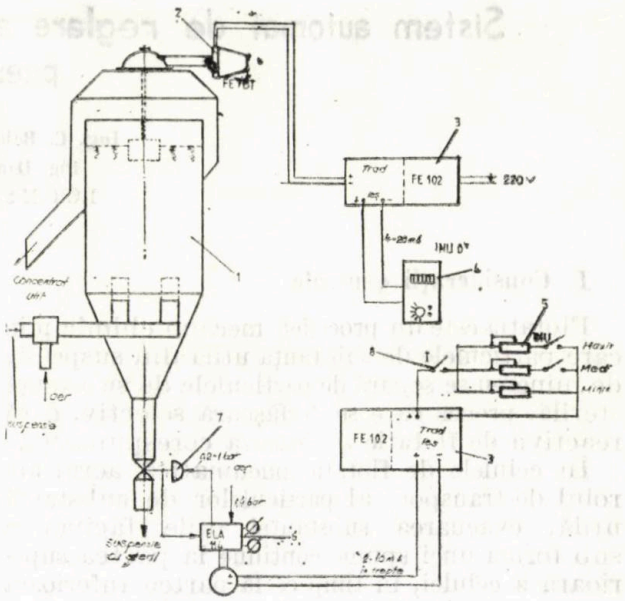
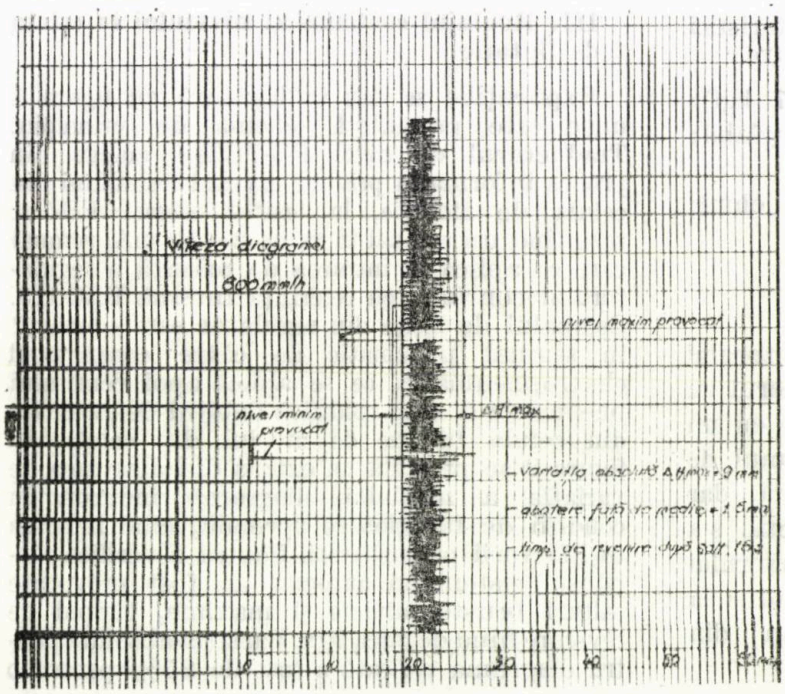


Fig. 3. Schema de măsurare și reglaj tripoziționai a nivelului în celula de flotație pneumatică; *1* — celula de flotație; *2* — traductor de nivel cu imersor; *3* — sursă de alimentare dublă FE-102; *4* — indicator numeric INU-01; *5* — grup de rezistențe; *6* — convertor electropneumatic ELA-114; *7* — ventil de reglaj pneumatic; *8* — întrerupător pentru închiderea completă a ventilului.

funcționare normală, abaterea față de nivelul prescris fiind de $\pm 8{,}3\%$. Menționăm că, din punct de vedere tehnologic, precizia este satisfăcătoare, fiind reclamată o ușoară instabilitate în cazurile cînd pompa de tulbureală lucrează în salturi ca urmare a spumei persistente din bazinele de aspirație.



IV. Reglajul discontinuu tripoziționai al nivelului în celula de flotație

Explicațiile se referă la figura 3, unde se prezintă schema de principiu. Măsurarea nivelului se face continuu cu un traductor de nivel FE-7BT, la ieșirea din sursa FE-102 rezultînd un semnal în gama 4 — 20 mA, care este transmis indicatorului numeric INU-01. Prin releele de care dispune aparatul INU-01 acesta poate fi utilizat ca regulator tripoziționai. Aceste relee comandă o sursă de curent prin intermediul unui grup de rezistențe electrice, la intrarea poziționerului electropneumatic ELA-114 rezultînd un semnal 2 — 10 mA variabil în trep-

← Fig. 4. Variația nivelului în celula pilot cu reglaj tripoziționai de nivel.

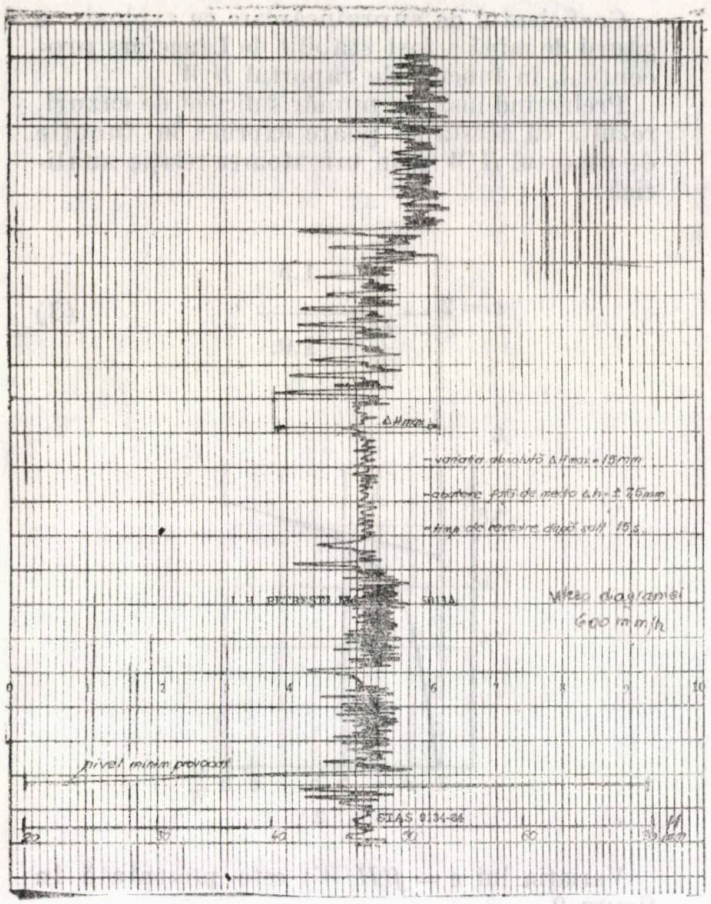


Fig. 5. Variația nivelului în celula de flotație industrială de reglaj tripozițional de nivel.

te. Poziționerul va comanda tot în trepte și ventilul pneumatic. În figura 4 este prezentat un extras din diagrama ridicată la măsurarea nivelului într-o celulă pilot cu reglaj tripoziționat. În acest caz variația absolută nu a depășit 7%, abaterea medie nedepășind 3,6%, iar timpul de revenire după salturi bruște nu a depășit 15 s.

În continuare încercările făcute pe o celulă de flotație pneumatică în regim semiindustrial au confirmat o bună stabilitate a reglajului tripoziționat, variația de nivel absolută — în condițiile unor variații mari ale debitului pompei — nu au depășit 10%, abaterea față de medie fiind de ± 5%, iar timpul de revenire nedepășind 15 s.

Atunci cînd celula este oprită din motive tehnologice, cerîndu-se ca zestrea din ea să nu fie evacuată, s-a prevăzut un întrerupător I care trece ventilul pneumatic pe poziția închis. Revenirea în situația de reglaj automat se face trecînd întrerupătorul în poziția închis, grupul de rezistențe fiind activat din nou.

Concluzii

Încercările făcute pentru reglajul nivelului la celula de flotație pneumatică au condus la următoarele rezultate:

— măsurarea nivelului cu traductor de nivel cu imersor tip FE-7BT este o soluție fiabilă, precisă și comodă în producție;

— reglajul continuu de nivel în celula de flotație pneumatică este destul de precis, manifestîndu-se o ușoară instabilitate la variații mari ale unor parametri;

— reglajul discontinuu tripoziționat de nivel în celula de flotație s-a dovedit a avea o bună precizie, puțin sensibil la variații mari ale unor parametri, mai puțin sensibil la calitatea aerului de comandă din circuitul pneumatic.

Bibliografie

[1] Andrei, D., Georgescu, I., Guran, M. *Automatizări în industria minieră*. Ed. Tehnică, București, 1977.

[2] * * * Catalog I E P A M Bîrlad, 1987.

[3] * * * Catalog IEA București, 1987.

Mărimea încărcăturilor explozive alungite din găurile de mină

Ing. Z. Cornea
I.P.E.G. Maramureș

I. Introducere

În procesul de tăiere a rocilor cu explozivi încărcăturile alungite au rolul de a asigura o sfărîmare corespunzătoare a materialului împușcat.

Aceste încărcături sînt specifice găurilor de lărgire și profil, găuri ce presupun existența a două suprafețe libere de rupere.

În afara încărcăturii alungite, găurile de lărgire și profil mai au o componentă de rupere, numită încărcătură de fund.

Componenta de fund a încărcăturii explozive dintr-o gaură de mină asigură tăierea la fund într-un plan perpendicular pe direcția găurii de mină, plan ce se dorește a fi realizat cît mai aproape de fundul găurii.

Mărimea încărcăturii de fund a unei găuri de mină se determină cu relaţia :

$$Q_1 = \frac{2}{a} q_0 W^3, \text{ kg/gaură}, \quad (1)$$

în care :

Q_1 este mărimea încărcăturii de fund, kg/gaură ;
a — coeficientul de tărie a explozivului ;
q_0 — rezistenţa de rupere a rocii la explozie, kg/m³ ;
W — anticipanta de rupere a încărcăturii, m.

Pentru găurile de lărgire şi profil încărcăturile de fund constituite din 0,2 kg dinamită sau 0,3 kg astralită asigură anticipante corelate cu rezistenţa de rupere a rocilor la explozie şi cu numărul de găuri necesare din punct de vedere tehnologic.

Lungimea optimă a încărcăturii de fund din aceste găuri este 0,3 W, iar mărimile anticipantelor realizabile cu aceste încărcături sînt cuprinse între 0,5 şi 0,8 m.

Pentru rocile cu rezistenţă mare de rupere la explozie, încărcăturile de fund din astralită nu sînt însă eficiente, deoarece trebuie mărită lungimea de încărcare, ceea ce conduce, în mod implicit, la reducerea randamentului de utilizare a găurilor.

II. Mărimea încărcăturii alungite

Componenta alungită a unei încărcături explozive se constituie în continuarea încărcăturii de fund pînă la o distanţă W de gura găurii de mină potrivit figurii 1.

Mărimea acestei încărcături se poate determina cu relaţia :

$$Q_2 = c \cdot \delta_2 (H - W), \text{ kg/gaură}, \quad (2)$$

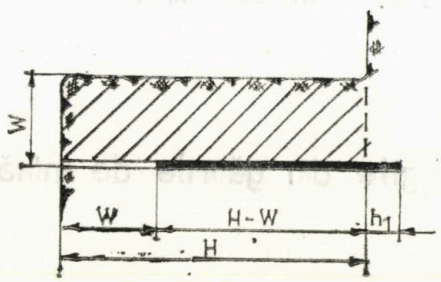


Fig. 1

în care :

Q_2 este mărimea încărcăturii alungite, kg/gaură ;
c — coeficientul de supraîncărcare cu exploziv a găurii de mină ;
δ_2 — densitatea încărcăturii alungite, kg/m ;
H — lungimea de rupere a găurilor de lărgire şi profil, m.

Coeficientul de supraîncărcare cu exploziv a găurii de mină a fost stabilit de Langefors procentual, în funcţie de raportul H/W.

Prelucrînd însă un număr suficient de cazuri, rezultă că acesta se poate exprima în funcţie de raportul H/W prin următoarea relaţie analitică :

$$c = 2 \frac{\frac{H}{W} - 1{,}5}{\frac{H}{W} - 1{,}0}. \quad (3)$$

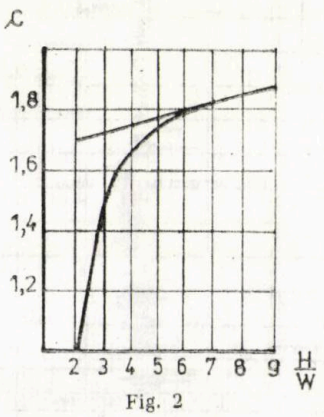


Fig. 2

Variaţia lui $c = f(H/W)$ este prezentată în figura 2.

Densitatea încărcăturii alungite după Langefors trebuie să fie jumătate din densitatea încărcăturii de fund.

Întrucît densitatea încărcăturii de fund este $2q_0 W^2/a$ rezultă că densitatea încărcăturii alungite va fi :

$$\delta_2 = \frac{1}{a} q_0 W^2, \text{ kg/m}. \quad (4)$$

Făcînd înlocuirile şi simplificările, relaţia (2) devine :

$$Q_2 = \frac{2}{a} q_0 W^3 \left(\frac{H}{W} - 1{,}5\right), \text{ kg/gaură}. \quad (5)$$

În această relaţie de determinare a încărcăturii alungite se observă că primul factor nu este altceva decît mărimea încărcăturii de fund, Q_1, deci :

$$Q_2 = Q_1 \left(\frac{H}{W} - 1{,}5\right), \text{ kg/gaură}. \quad (6)$$

Densitatea încărcăturii alungite fiind raportul între mărimea încărcăturii alungite Q_2 şi lungimea acestei încărcături $(H - W)$, rezultă

că aceasta se poate exprima astfel:

$$\delta_2 = \frac{Q_1}{W} \frac{\frac{H}{W} - 1{,}5}{\frac{H}{W} - 1{,}0}, \text{kg/gaură.} \qquad (7)$$

Variația densității încărcăturii alungite în funcție de mărimile anticipantei și a raportului H/W este prezentată în figura 3.

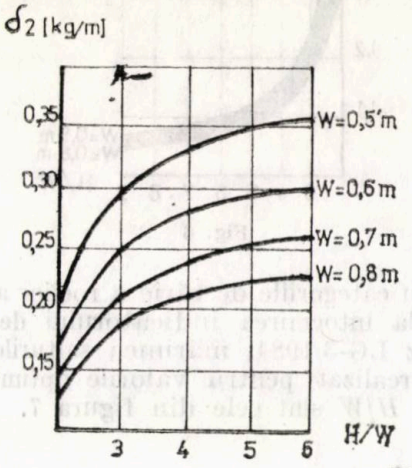


Fig. 3

Densitatea de încărcare este mai mare pentru anticipante mici, deci rezistențe mari de rupere a rocilor la explozie și crește o dată cu raportul H/W, avînd însă o tendință de aplatizare o dată cu creșterea acestui raport.

III. Constituirea încărcăturilor alungite

Aceste densități nu pot fi realizate însă practic cu explozivii minieri avuți la dispoziție decît cu încărcături discontinue.

Încărcăturile discontinue, deși au fost experimentate în lucrările miniere subterane, nu au depășit faza încercărilor din cauza problematicii ce o prezintă, problematică legată de amorsarea încărcăturilor, transmiterea detonației, evitarea efectului de canal și de aprindere a metanului sau a prafului de cărbune.

Rezultă că pentru lucrările miniere încărcăturile alungite nu se pot constitui decît continuu, chiar dacă ele conduc la densități de încărcare mai mari decît cele necesare. În vederea realizării unor densități de încărcare cît mai mici posibil, se impune însă ca încărcăturile alungite să fie realizate fără presare.

Pentru explozivii încartușați, densitatea de încărcare fără presare se determină cu relația:

$$\delta = \frac{0{,}785}{1\,000} \cdot d^2 \cdot \gamma_{exp}, \text{ kg/m}, \qquad (8)$$

în care:

δ este densitatea de încărcare fără presare, kg/m;

d — diametrul cartușului de exploziv, care este 25 mm pentru dinamită și 30 mm pentru astralită;

γ_{exp} — greutatea specifică a explozivului, care este 1,5 kg/dm³ pentru dinamită și 1,1 kg/dm³ pentru astralită.

Densitățile de încărcare fără presare astfel constituite sînt de 0,735 kg/m la utilizarea dinamitei și de 0,775 kg/m la utilizarea astralitei, deci mai mari de două ori decît cele necesare, ceea ce conduce, în mod inevitabil, la o supraîncărcare cu exploziv a găurilor de mină.

Reducerea supraîncărcării nu trebuie căutată numai în producerea unui alt exploziv minier, deoarece este imposibil ca acesta să dimensioneze matematic toate variațiile parametrilor care participă la rupere.

Mărimea încărcăturii alungite posibil de realizat în condiții practice nu este deci altceva decît produsul între densitatea de încărcare fără presare δ și lungimea de încărcare necesară $(H - W)$, deci:

$$Q_2 = \delta \cdot W \left(\frac{H}{W} - 1{,}0 \right), \text{ kg/gaură.} \qquad (9)$$

Variația mărimii încărcăturii alungite $Q_2 = f(W, H/W)$ în cazul utilizării dinamitei este prezentată în figura 4.

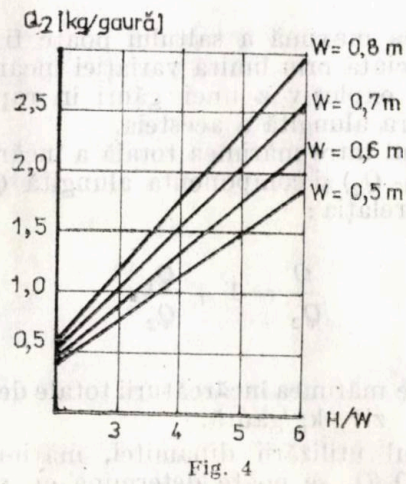


Fig. 4

La utilizarea astralitei mărimea încărcăturilor alungite este mai mare cu 10% decît în cazul utilizării dinamitei.

Posibilitatea realizării practice a încărcăturilor alungite cu explozivii minieri avuți la dispoziție conduce deci la o supraîncărcare a găurilor de mină.

Această supraîncărcare se poate aprecia prin raportarea mărimii încărcăturii alungite posibil de realizat practic la mărimea încărcă-

turii necesare şi este prezentată în graficul din figura 5.

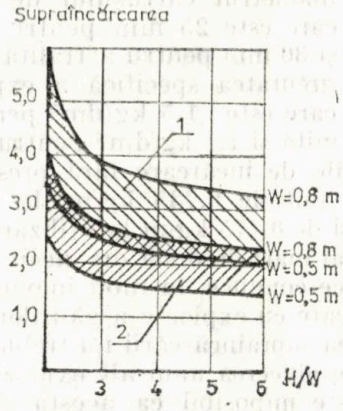


Fig. 5

Din graficul prezentat în figura 5 se poate observa că supraîncărcarea scade o dată cu creşterea raportului H/W şi cu reducerea puterii explozivului, dar se menţine mai ridicată pentru roci cu rezistenţe mici la rupere prin explozie.

O reducere convenabilă a supraîncărcării, aşa cum rezultă din graficul prezentat, este acceptabilă pentru raporturi $H/W > 3$, ceea ce impune creşterea lungimii salturilor de înaintare.

IV. Mărimea saltului de înaintare

Mărimea maximă a saltului poate fi foarte bine apreciată prin limita variaţiei încărcăturii totale de exploziv a unei găuri în raport cu încărcătura alungită a acesteia.

Raportul între mărimea totală a încărcăturii $Q = (Q_1 + Q_2)$ şi componenta alungită Q_2 este dată de relaţia:

$$\frac{Q}{Q_2} = 1 + \frac{Q_1}{Q_2}, \qquad (10)$$

în care:

Q este mărimea încărcăturii totale de exploziv, kg/gaură.

În cazul utilizării dinamitei, mărimea raportului Q_1/Q_2 se poate determina cu relaţia:

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \frac{0{,}2}{0{,}735\ W(H/W - 1{,}0)}. \qquad (11)$$

Relaţiile de mai sus fac posibilă prezentarea variaţiei raportului $Q/Q_2 = f(W, H/W)$ în graficul din figura 6.

Din graficul prezentat rezultă că raportul H/W are o limită maximă ce poate fi apreciată la $H/W < 6$.

Trebuie reţinut însă şi faptul că o mărime a raportului $H/W < 2$ nu foloseşte integral potenţialul încărcăturii explozive; deci:

$$2 \leqslant H/W \leqslant 6. \qquad (12)$$

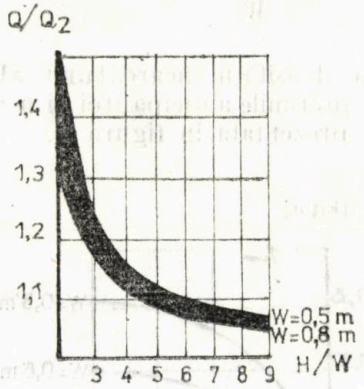


Fig. 6

Pentru categoriile de tărie a rocilor avute în vedere la întocmirea indicatorului de norme de deviz LG-3/1984, mărimea salturilor posibil de realizat pentru valorile optime a raportului H/W sînt cele din figura 7.

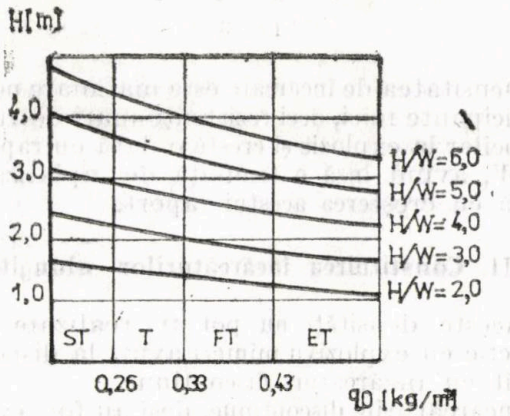


Fig. 7

Mărimea reală a saltului va trebui deci aleasă între valorile maxime şi minime.

V. Consumul specific de exploziv

Consumul specific de exploziv este raportul între greutatea totală a încărcăturii explozive a unei găuri de mină şi volumul de rocă dislocat de această încărcătură:

$$q = \frac{Q}{V}, \text{ kg/m}^3, \qquad (13)$$

în care:

q este consumul specific de exploziv, kg/m³;

Q — greutatea totală a încărcăturii, kg/gaură;

V — volumul dislocat de încărcătură, m³/gaură.

Greutatea totală a încărcăturii unei găuri este suma celor două componente explozive, iar volumul de rocă dislocat este produsul între anticipanta W, distanța între găuri E și lungimea de rupere H.

Făcînd înlocuirile se obține:

$$q = \frac{Q_1 + \delta W\left(\frac{H}{W} - 1{,}0\right)}{W^3 \frac{E}{W}\frac{H}{W}}, \text{ kg/m}^3. \quad (14)$$

Variația consumului specific de dinamită $q = f(W, H/W)$ dată de relația de mai sus este prezentată în figura 8.

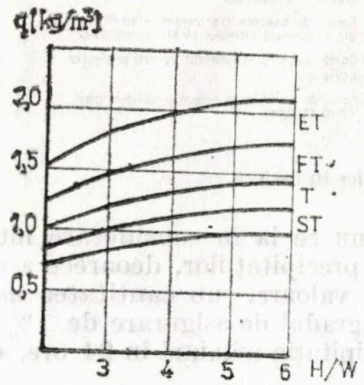


Fig. 8

Graficul prezentat a fost stabilit pentru un raport $E/W = 1{,}00$.

Creșterea raportului E/W la 1,3 conduce la diminuarea consumului specific de exploziv cu 23%.

La utilizarea astralitei consumul specific de exploziv este mai mare cu 10—20%, cînd întreaga încărcătură este din astralită, cu 5%, cînd numai componenta alungită este din astralită.

Concluzii

1. La lucrările miniere în fund de sac constituirea încărcăturilor continue cu explozivi minieri existenți conduce la o supraîncărcare a găurilor de mină.

2. Pentru a reduce supraîncărcarea se impune mărirea distanței între găuri, precum și creșterea salturilor de înaintare.

3. Utilizarea încărcăturilor explozive devine eficientă numai dacă se realizează salturi egale cu cel puțin dublul anticipantei.

4. Creșterea salturilor de înaintare impune corelarea rezistenței de rupere a rocilor la explozie cu ceilalți parametri de rupere.

5. Relațiile de calcul prezentate permit întocmirea unor programe care să stabilească mărimea parametrilor încărcăturilor explozive în raport cu rezistența de rupere a rocilor.

Bibliografie

[1] Langefors, I. *The Calculation of charges for bench.* Blasting and Stepins.

[2] * * * *Manualul inginerului de mine.* Vol. III, ed. 1986.

[3] Cornea, Z. *Mărimea încărcăturilor explozive de fund, ale găurilor de lărgire și profil.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 9, 1989.

Dimensionarea stațiilor de pompe din cariere

Ing. **Gh. Horoșanu**
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

Date generale

Creșterea însemnată a necesităților de cărbune impune corelarea tuturor activităților din industria minieră pentru asigurarea unui flux tehnologic continuu, care să permită realizarea producției de lignit la nivelul cerințelor economiei naționale.

Ca urmare, avînd în vedere condițiile geologico-miniere ale zăcămintelor de lignit din România, extragerea cărbunelui în cariere a înregistrat și va înregistra în continuare o amplă dezvoltare.

Exploatarea prin cariere necesită o organizare complexă a fluxurilor tehnologice, în care o atenție deosebită trebuie acordată asecării și evacuării apelor, activitate în care o pondere importantă o ocupă stațiile de pompe.

Dimensionarea stațiilor de pompe

Pentru limitarea afluxului de apă din afara perimetrului de carieră, pe laturile exterioare, se recomandă construirea de canale regularizate pentru a prelua apele provenite din precipitații și a le dirija spre văile adiacente.

În condițiile în care perimetrul carierei este amplasat în apropierea unui curs principal de apă, se recomandă ca acesta să fie regularizat, iar între carieră și cursul rîului regularizat să fie construit un ecran protector.

Pînă la terminarea completă a regularizării şi ecranului protector, unele lucrări în carieră se pot executa sub protecţia unei tranşee de asecare.

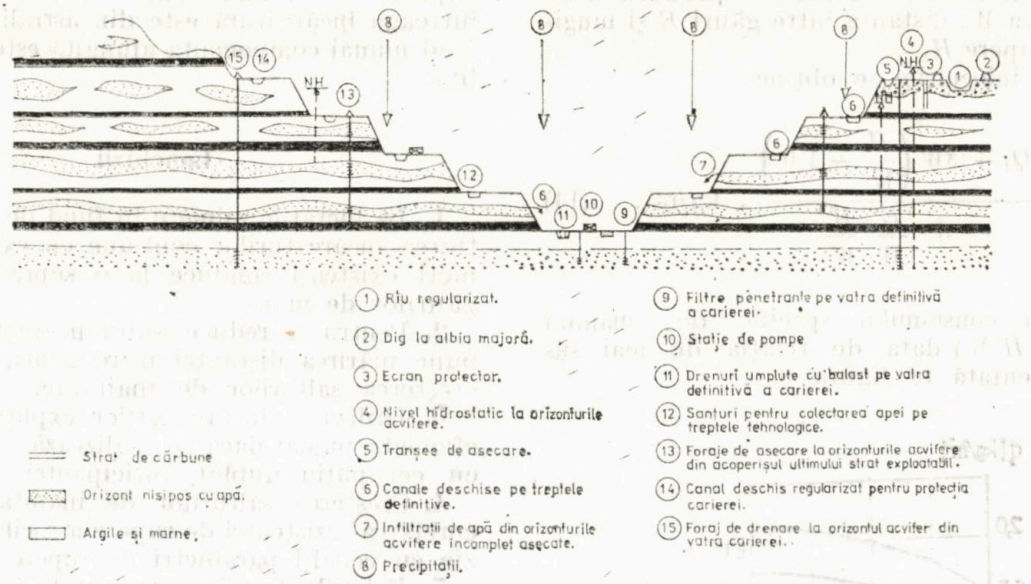


Fig. 1. Schiţa de principiu cu treptele tehnologice în carieră.

Afluxul de apă din orizonturile acvifere secţionate de fronturile tehnologice poate fi redus la minimum, în condiţiile funcţionării asecării prealabile conturale prin foraje de drenare cu diametru mare, echipate cu pompe submersibile.

Pentru dimensionarea corectă a staţiilor de pompe, trebuie să se ia în considerare cantitatea apelor care se pot colecta în carieră, funcţie de cantitatea acumulată în unitatea de timp.

În aceste condiţii, la dimensionare se va ţine seama de:

— suprafaţa de colectare în carieră, exprimată în m², notată cu S;

— cantitatea de precipitaţii într-o anumită perioadă de timp, eprimată în m³/m², notată cu Q_p;

— afluxul de apă din carieră care are alte provenienţe decît precipitaţiile, exprimat în m³/h, notat cu Q_a;

— debitul de rezervă care se asigură la capacitatea determinată pentru staţiile de pompe, conform NTS, exprimat în m³/h, notat Q_r.

Deci, debitul total al staţiilor de pompe, notat cu Q_s, se poate determina cu relaţia:

$$Q_s = (S \cdot Q_p) + Q_a + Q_r, \text{ m}^3/\text{h}. \quad (1)$$

Suprafaţa de colectare se determină pe hartă prin planimetrare sau coordonate topografice.

Cantitatea de precipitaţii într-o perioadă se determină cu relaţia

$$Q_p = [(P_{max} + P_{as} + T_t) \cdot \rho] : 120 \text{ ore, m}^3/\text{h}, \quad (2)$$

în care:

P_{max} reprezintă precipitaţia maximă înregistrată în zonă în 24 h, într-o perioadă de observaţie de minimum 20 ani consecutiv, exprimată în m³/h; nu se ia în considerare intensitatea maximă a precipitaţiilor, deoarece acestea sînt situate, ca valoare, sub cantitatea maximă.

P_{as} este gradul de asigurare de 1% determinat la precipitaţia maximă în 24 ore, exprima în m³/h.

P_t reprezintă suma precipitaţiilor în următoarele cinci zile, după precipitaţia maximă, exprimată în m³/h.

ρ reprezintă coeficientul de rugozitate (de scurgere).

Durata de 120 ore reprezintă timpul maxim în care trebuie evacuate apele colectate în carieră, fiind o condiţie geotehnică pentru prevenirea deteriorării taluzurilor aflate sub apă sau apariţiei fenomenelor de sufozie.

Q_a din relaţia (1) reprezintă afluxul suplimentar de apă în carieră, ce se determină cu relaţia:

$$Q_a = Q_f + Q_{af} + Q_v + Q_d + Q_h, \text{ m}^3/\text{h}. \quad (3)$$

Q_f reprezintă debitul de apă provenit din forajele de drenare care sînt retezate pe trepte, din denisipările pentru repunerea în funcţiune a forajelor, ale căror ape sînt dirijate şi se colectează în carieră, exprimat în m³/h.

Q_{af} reprezintă infiltraţiile de apă ce provin din taluzurile deschise în carieră care, indiferent de gradul de asecare, mai cedează ape ce sînt dirijate spre staţiile de pompe, exprimate în m³/h.

Q_v reprezintă debitul însumat al filtrelor cu erupţie liberă, amplasate pe vatra definitivă a carierei, care au rolul de a detensiona

orizonturile acvifere situate în culcușul ultimului strat de cărbune exploatat, exprimat în m^3/h.

Q_d reprezintă un debit suplimentar care provine din diferite deficiențe existente sau produse la conductele de evacuare, fie de la forajele de drenare, fie de la stațiile de pompe, exprimat în m^3/h.

Q_h reprezintă debitul de apă care provine de sub halda interioară ca urmare a circulației apei din drumurile umplute cu balast, exprimat în m^3/h.

Q_r din relația (1) reprezintă rezerva de debit care trebuie adăugată la dimensionarea stațiilor de pompe, care este 50% din debitul total determinat anterior, exprimat în m^3/h.

Dimensionarea evacuării apelor

Pentru a ilustra dimensionarea asecării și evacuării apelor, respectiv a stațiilor de pompe din cariere, s-a transpus grafic (fig. 2) evoluția evacuării apelor din bazinul Rovinari, unde cea mai mare parte din producția combinatului este extrasă din cariere.

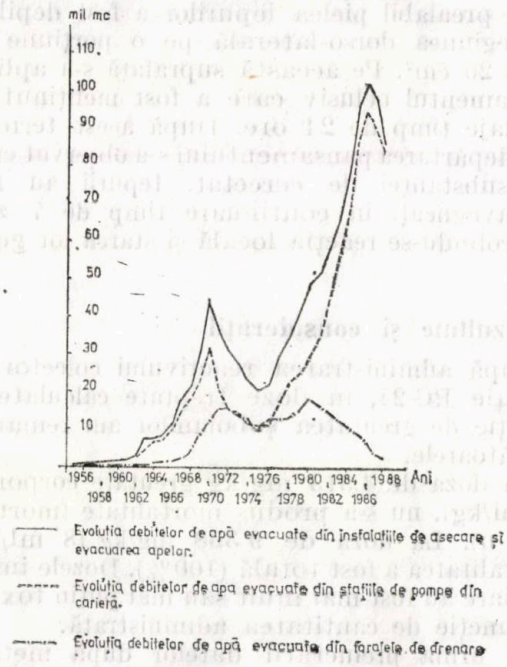


Fig. 2. Evoluția volumelor de apă evacuate din carierele din bazinul Rovinari.

Urmărind datele înscrise în grafic, se observă următoarele:

— volumul total al apelor evacuate din sistemele de asecare și evacuare a crescut continuu, de la cîteva mii de metri cubi pe an la peste 100 mii m^3/an; graficul are două maxime: în anii 1970 și 1986 și o minimă în anul 1975;

— volumul apelor evacuate din sistemele de asecare, respectiv din forajele de drenare, prezintă o creștere pînă în anul 1980, după care volumele scad.

Această evoluție se datorează faptului că, lărgindu-se aria de deschidere a carierelor de luncă, o parte din apa orizonturilor acvifere a fost lăsată să se infiltreze pe taluz, de unde, prin intermediul stațiilor de pompe, a fost evacuată în afara perimetrelor miniere.

Totodată, în prima fază a deschiderii carierelor din zonele colinare (Ruget, Seciuri, Bustuchin, Urdari) nu a fost necesară o asecare prealabilă.

Raportînd volumul de apă evacuat la producția extrasă în bazinul Rovinari, respectiv coeficientul de inundare, se observă o evoluție fluctuantă, variind între 2,8 și 16,9 m^3/t. Acest coeficient depinde de cantitatea precipitațiilor, de eficiența sistemelor de asecare și de ponderea producției de cărbune din carierele de luncă, față de cele colinare.

Concluzii

Pentru dimensionarea corectă a stațiilor de pompe din cariere, trebuie să se țină seama de toți factorii care influențează direct sau indirect cantitățile de apă ce trebuie evacuate în unitatea de timp.

Se recomandă executarea tuturor lucrărilor necesare pentru a limita aportul de ape din perimetrul exterior al carierei, evitîndu-se astfel supradimensionarea stațiilor de pompe din cariere.

De asemenea, este necesară construirea de stații de pompe pe treptele definitive pentru a reduce capacitatea de evacuare de pe ultima treaptă, care necesită consum ridicat de energie electrică datorită înălțimilor mari de refulare. În principiu, trebuie evitată acumularea de ape pe ultima treaptă de excavare.

Totodată se recomandă ca debitele necesare a se adăuga la stațiile de pompe, conform NTS, să fie asigurate în stații independente, care se pot pune în funcțiune simultan în stațiile limită sau să intervină la capacitatea de evacuare a apelor, în condițiile migrării stațiilor de pompe, funcție de avansul fluxului tehnologic.

Se recomandă ca evoluția evacuării apelor să fie urmărită continuu și înscrisă în registre speciale, pentru a se corela continuu asecarea cu evacuarea apelor.

Bibliografie

[1] Huidu, E., Jescu, I. *Cartea minerului din exploatările la zi.* Ed. Tehnică, București, 1977.

[2] Horoșanu, Gh. *Observații privind asecarea carierei Roșia de Jiu.* Buletin de informații tehnice, I.C.I.T.P.M.L. Craiova, nr. 5, 1977.

[3] Horoșanu, Gh. *Aspecte privind asecarea orizonturilor acvifere din bazinul Rovinari.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 5, 1978.

[4] Horoșanu, Gh. *Unele rezultate și probleme legate de asecarea și evacuarea apelor în bazinul carbonifer Rovinari.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 7, 1978.

[5] Horoșanu, Gh. *Dimensiunile asecării și evacuării apelor la minele și carierele de lignit.* Buletin de informații tehnice. I.C.I.T.P.M.L. Craiova, nr. 1, 1987.

Analiza toxicologică a reactivului colector de flotaţie RC-24

N. Bucur, M.A. Rusu, Victoria-Doina Sandu
Centrul de Cercetări Biologice Cluj-Napoca

G. Duda
I.C.I.T.P.M.N. Baia Mare

Introducere

O dată cu dezvoltarea impetuoasă a industriei în zilele noastre, creşte şi gradul de poluare a ambianţei naturale.

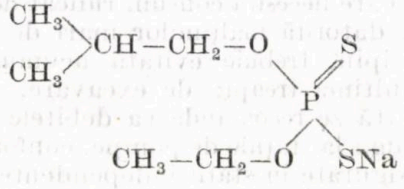
Controlul poluării poate să realizeze însă reducerea pînă la o limită acceptabilă a cantităţilor de substanţe toxice dăunătoare calităţii vieţii în ansamblu.

De aceea este impetuos necesară efectuarea — în continuare — a unor studii toxicologice ample asupra fiecărei noi substanţe chimice sintetizate şi utilizarea acesteia numai dacă prezintă un grad redus de toxicitate cu risc minim pentru om, plante şi animale.

În acest context se înscrie şi studiul nostru care are drept scop stabilirea gradului de toxicitate a reactivului colector de flotaţie, RC-24.

Material şi metode

Reactivul RC-24 se utilizează în flotaţia minereurilor neferoase, înlocuind produsul de import cu efecte similare. A fost sintetizat la I.C.I.T.P.M.N. Baia Mare, avînd denumirea etil-izobutil-ditiofosfat de sodiu, cu următoarea formulă chimică:



Substanţa se prezintă sub formă lichidă cu densitatea 1,171 la 20°C şi cu o concentraţie de substanţă activă de 66,45%. Cantitatea necesară în procesul de flotaţie a minereurilor neferoase este de aproximativ 12 g/t minereu/4—5 tone apă, deci 2,4—3 mg/l apă de flotaţie (3 ppm).

Toxicitatea acută (DL_{50}) s-a determinat pe şobolani masculi din rasa Wistar alb, în greutate de 200 g. Administrarea reactivului colector de flotaţie s-a făcut prin gavaj, per os, cu o sondă intragastrică de cauciuc ataşată la o seringă. S-au administrat doze crescînde de RC-24, dimineaţa animalele fiind à jeun. După administrarea substanţei, animalele care au supravieţuit au fost supravegheate timp de 14 zile. Datele obţinute au fost prelucrate după metoda probitelor descrisă de E. Weber (1961).

Determinarea limitei de toxicitate la organismele acvatice. Pentru aceasta am utilizat mormoloci de broască din specia Rana temporaria în vîrstă de 30—35 zile de la ecloziune, repartizaţi în loturi de cîte 10 bucăţi.

S-a urmărit efectul RC-24 asupra mormolocilor începînd cu concentraţia de 100 ppm pînă la 2 000 ppm. Lotul martor a fost ţinut în apă de robinet declorinată. Volumul lichidului în care au fost ţinuţi mormolocii a fost de 200 ml, timp de 5 zile fără să fie hrăniţi.

Testul de iritabilitate cutanată. În cazul acestui test am utilizat iepuri Chinchilla în greutate de cca. 1000 g, grupaţi în trei loturi.

— Lotul A, format din patru iepuri, cărora li s-a aplicat pe piele cîte un tampon cu 1 ml de RC-24 concentrat.

— Lotul B format tot din patru iepuri, cărora li s-au aplicat pe piele tampoane cu 1 ml soluţie RC-24 diluată 50% cu apă de robinet.

— Lotul M (martor), format din doi iepuri, cărora li s-au aplicat tampoane cu apă de robinet.

În prealabil pielea iepurilor a fost depilată în regiunea dorso-laterală pe o porţiune de circa 20 cm^2. Pe această suprafaţă s-a aplicat pansamentul oclusiv care a fost menţinut cu bandaje timp de 24 ore. După acest termen, la îndepărtarea pansamentului s-a observat efectul substanţei de cercetat. Iepurii au fost supravegheaţi în continuare timp de 7 zile, controlîndu-se reacţia locală şi starea lor generală.

Rezultate şi consideraţii

După administrarea reactivului colector de flotaţie RC-24, în doze treptate calculate în funcţie de greutatea şobolanilor am remarcat următoarele.

La doza de 3 513 mg/kg greutate corporală (3 ml/kg), nu s-a produs mortalitate (mortalitate 0). La doza de 9 368 mg/kg (8 ml/kg) mortalitatea a fost totală (100%). Dozele intermediare au fost mai mult sau mai puţin toxice, în funcţie de cantitatea administrată.

În urma prelucrării datelor după metoda probitelor s-a obţinut un DL_{50}, pentru RC-24 de 6 607 mg/kg greutate corporală, avînd un interval de securitate, la $p = 0{,}05$, cuprins între limitele de 6 166 şi 7 079 mg/kg corp (fig. 1).

Valoarea de 6 607 mg/kg corp se încadrează, după clasificarea lui Ulanova (1975) şi Deichmann (1969), în categoria substanţelor s l a b t o x i c e, iar după clasificarea lui Gosselin (1976) în categoria substanţelor u ş o r t o x i c e.

S-a studiat limita de toxicitate a reactivului colector de flotaţie de producţie indigenă RC-24 asupra faunei acvatice, mai precis mormolocii de Rana temporaria.

În cazul concentraţiilor de 2 000, 1 800, 1 600, 1 200 ppm, mormolocii au murit între 1 şi 24 ore; la doza de 1 000 ppm au murit 10% din ei, iar de la concentraţia de 800 ppm în jos mortalitatea a fost nulă (tab. 1), în cele 5 zile cît a durat testul.

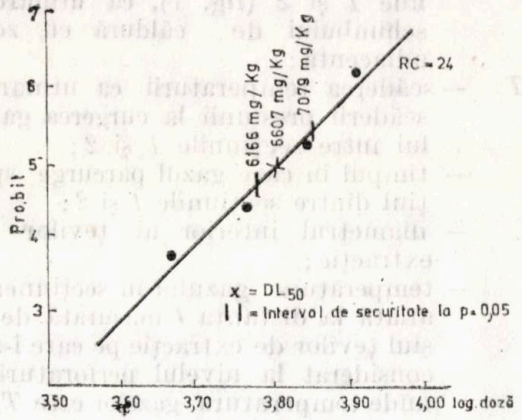


Fig. 1. Curba probitelor pentru calcularea DL_{50} la reactivu colector de flotaţie RC-24.

Deci limita de toxicitate a reactivului RC-24 asupra mormolocilor de broască este de 800 ppm, cantitate ce depăşeşte de 260 ori doza care se introduce în procesul de flotaţie (în reţeta experimentală de reactivi, cantitatea de RC-24 a fost de 12 g/t minereu, respectiv cca 3 ppm).

Tabelul 1

Testul de toxicitate a reactivului colector de flotaţie RC-24. Testul s-a efectuat pe mormoloci de Rana temporaria în vîrstă de 35 zile

Lot	Doză, ppm	Nr. animale	Mortalitatea în zile					Observaţii
			1	2	3	4	5	
1	2 000	10	10	—	—	—	—	după 60 min
2	1 800	10	10	—	—	—	—	după 60 min
3	1 600	10	10	—	—	—	—	după 4 ore
4	1 400	10	10	—	—	—	—	după 8 ore
5	1 200	10	10	—	—	—	—	
6	1 000	10		1				
7	1 000R	10						probă repetată
8	800	10						
9	800R	10						
10	700	10						
11	600	10						
12	500	10						
13	300	10						
14	200	10						în apă de
15	100	10						robinet de-
16	Martori	10						clorinată

În ceea ce priveşte testul de iritabilitate cutanată, după îndepărtarea pansamentului oclusiv (24 ore de la aplicare) s-a constatat la lotul A, la care s-a aplicat 1 ml RC-24, o iritaţie prezentă sub formă de crustă, care s-a vindecat complet după 7 zile. După Simionovici (1983), substanţa se încadrează în categoria de toleranţă medie.

La iepurii din lotul B, la care s-a aplicat substanţa de cercetat în concentraţie de 50%, la îndepărtarea pansamentului — după 24 ore — nu s-a observat nici un semn de iritaţie cutanată, fiind la fel ca la martori.

Concluzii

Reactivul colector de flotaţie RC-24, cu un DL_{50} egal cu 6 607 mg/kg greutate corporală, cu o limită de securitate cuprinsă, la $p = 0,05$, între 6 166 şi 7 079 mg/kg corp, face parte din categoria substanţelor s l a b t o x i c e.

Testele, cu diferite concentraţii de RC-24, asupra mormolocilor de broască, au stabilit limita de toxicitate la 800 ppm, cantitatea care depăşeşte de 266 ori doza prescrisă în reţeta de flotaţie a minereurilor neferoase.

Din punctul de vedere al iritabilităţii cutanate, RC-24 se încadrează în categoria substanţelor cu t o l e r a n ţ ă m e d i e, recomandîndu-se ca manipularea acestei substanţe să se facă respectînd măsurile de protecţia muncii pentru substanţele chimice iritante.

Considerăm că doza de 12 g RC-24, pe tona de minereu, folosită la flotaţia Săsar, nu are efecte poluante asupra faunei acvatice şi recomandăm a nu se depăşi această doză în utilizarea industrială a substanţei respective.

Bibliografie

[1] D e i c h m a n n, W. B., G e r a r d e, V. W. *Toxicology of drugs and chemicals.* New York, Academic Press, 1969.

[2] G o s s e l i n, R. W., H o d g s, W., G l e a s o n n, W. *Chemical toxicology of comercial products.* I ed. Baltimore, 1976.

[3] R u s u, M. A., B u c u r, N., D u d a, G. Mine Petrol şi Gaze, **39**, nr. 2, 1988.

[4] S i m i o n o v i c i, N., C r i s t e a, A., V l ă d e s c u, C. *Cercetarea farmacologică şi prospectarea medicamentelor.* Ed. Medicală, Bucureşti, 1983.

[5] U l a n o v a, I. P. *Metods used in URSS for establishing biological save levels of toxic substances.* Toxicometry and prophylactic toxicology. WHO Geneva, 1975.

[6] W e e b e r, E. *Grandrise der biologische statistik.* Fischer Verlag, Jena, 1961.

Variaţia temperaturii în lungul coloanei de extracţie la sondele de gaze

Şef lucr. dr. ing. N. Niculescu
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Importanţa cunoaşterii temperaturii gazelor în ascensiunea prin coloane de extracţie este deosebită pentru determinarea cantităţilor de apă condensată ca urmare a modificărilor parametrilor de stare, precum şi pentru cunoaşterea posibilităţilor de exploatare a sondei de gaze într-un regim astfel stabilit, încît să nu existe pericolul formării criohidraţilor. Nu poate fi neglijat faptul că alegerea instalaţiilor de suprafaţă ale sondelor de gaze se face în raport cu valorile parametrilor de stare ai gazelor produse, respectiv ale presiunii şi temperaturii.

Extracţia gazelor se poate face prin ţevi şi în acest caz temperatura gazelor la capul de erupţie este mai mare, deoarece schimbul de căldură cu zona adiacentă sondei este mai mic. Dar extracţia gazelor se poate face şi prin coloana de exploatare şi în acest caz temperatura gazelor la capul de erupţie este mai mică, deoarece pierderea de căldură în zona adiacentă sondei este mai intensă [1; 2; 3].

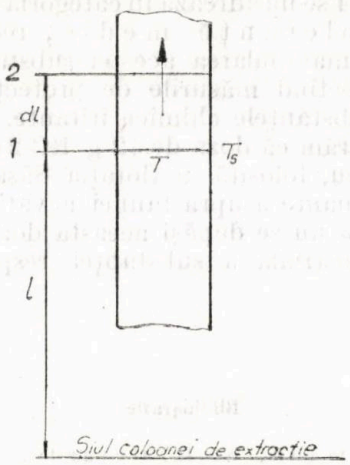


Fig. 1.

Fenomenul de schimb de căldură cu zona adiacentă este complex şi valoarea coeficientului de schimb de căldură nu poate fi corect determinată pe cale analitică. Din această cauză este necesară cercetarea sondei pentru obţinerea datelor necesare determinării coeficientului de schimb de căldură pe baza unor măsurări în şantier. Pentru stabilirea relaţiei de calcul considerăm un element de ţeavă de extracţie într-o sondă de gaze care produce cu un debit q un gaz cu masa specifică ρ şi căldura specifică c_p.

Ecuaţia de bilanţ energetic este:

$$q\rho c_p(\mathrm{d}T + \mathrm{d}T_p)t + \pi D\ \mathrm{d}l\ k(T - T_s)t = 0, \quad (1)$$

în care:

$\mathrm{d}T$ este variaţia temperaturii între secţiunile *1* şi *2* (fig. 1), ca urmare a schimbului de căldură cu zona adiacentă;

$\mathrm{d}T_p$ — scăderea temperaturii ca urmare a scăderii presiunii la curgerea gazului între secţiunile *1* şi *2*;

t — timpul în care gazul parcurge spaţiul dintre secţiunile *1* şi *2*;

D — diametrul interior al ţevilor de extracţie;

T — temperatura gazului în secţiunea *1* aflată la distanţa l măsurată de la şiul ţevilor de extracţie pe care l-am considerat la nivelul perforaturilor unde temperatura gazelor este T_z şi egală cu temperatura de zăcămînt;

k — coeficientul de schimb de căldură;

T_s — temperatura în zona adiacentă sondei la cota secţiunii *1*.

Considerînd că variaţia temperaturii, ca urmare a variaţiei presiunii în elementul de lungime $\mathrm{d}l$, este proporţională cu ΔT_p, reprezentînd răcirea gazului ca urmare a scăderii presiunii la parcurgerea întregii coloane de extracţie de lungime L:

$$\frac{\mathrm{d}T_p}{\mathrm{d}l} = \frac{\Delta T_p}{L};$$

rezultă:

$$\mathrm{d}T_p = \frac{\Delta T_p}{L}\,\mathrm{d}l. \quad (2)$$

Dacă valoarea gradientului geotermic este grad T este evident:

$$T_s = T_z + (L - l)\,\mathrm{grad}\ T = T_z - l\ \mathrm{grad}T \quad (3)$$

pentru $l < L - 10$ (în legătură cu această condiţie se vor face precizări ulterioare).

Notăm cu $\varkappa$ raportul:

$$\varkappa = \frac{\pi Dk}{q\rho c_p} \quad (4)$$

care este de fapt $\frac{1}{\varepsilon_t}$,

unde:

ε_t este coeficientul de ecranare termică, în m;

$\varkappa$ este un factor complex exprimat în 1/m, reprezentînd raportul dintre viteza

de disipare a căldurii W_d, în m/s, şi difuzivitatea echivalentă a_e, în m^2/s.

Relaţia (1) devine:

$$\frac{dT}{dl} + \varkappa T + \varkappa\left(\frac{\Delta T_p}{\varkappa L} - T_z + l \operatorname{grad} T\right) = 0. \quad (5)$$

Ecuaţia (5) admite o soluţie de forma:

$$T = \psi e^{-\varkappa l}, \quad (6)$$

unde:

$$\psi = \psi(l),$$

deci:

$$\frac{dT}{dl} = \frac{d\psi}{dl} e^{-\varkappa l} - \varkappa\psi e^{-\varkappa l}, \quad (7)$$

astfel că relaţia (5) devine:

$$\frac{d\psi}{dl} e^{-\varkappa l} + \varkappa\left(\frac{\Delta T_p}{\varkappa L} - T_z\right) + \varkappa l \operatorname{grad} T = 0, \quad (8)$$

care integrată dă expresia lui ψ:

$$\psi = -\left(\frac{\Delta T_p}{\varkappa L} - T_z\right) e^{\varkappa l} - l e^{\varkappa l} \operatorname{grad} T + \frac{e^{\varkappa l}}{\varkappa} \operatorname{grad} T + C, \quad (9)$$

iar valoarea constantei de integrare C este dată, de relaţia obţinută pentru $l = 0 \rightarrow T = T_z = \psi$;

$$C = \frac{\Delta T_p}{\varkappa L} - \frac{\operatorname{grad} T}{\varkappa},$$

astfel că soluţia (6) are forma finală:

$$T = T_s + \frac{1}{\varkappa}(e^{-\varkappa l} - 1)\left(\frac{\Delta T_p}{L} - \operatorname{grad} T\right). \quad (10)$$

Această relaţie permite calcularea temperaturii gazelor în lungul coloanei de extracţie de la şiu către capul de erupţie, pînă la capul de erupţie. De notat că temperatura în zona adiacentă sondei pînă la adîncimea de 10 m este influenţată de temperatura atmosferică. Această variaţie este prezentată în figura 2. De la adîncimea de 10 m creşterea temperaturii este dată de produsul dintre adîncime şi gradientul geometric. Astfel temperatura de zăcămînt se calculează cu relaţia:

$$T_z = T_0 + 12 + (H - 10)\operatorname{grad} T, \quad (11)$$

unde: H este adîncimea la care se calculează T_z, iar $T_0 = 273{,}16$ K. Dacă se aplatizează anomaliile de cîmp termic datorită conductivităţii termice diferite a rocilor (fig. 4) se poate considera că temperatura variază liniar cu adîncimea [3; 4; 5].

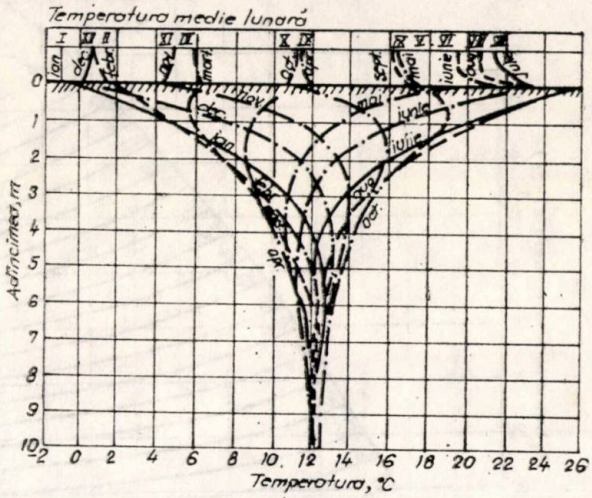


Fig. 2. Variaţia lunară a temperaturii medii a solului la adîncimi diferite [3].

Cu ajutorul relaţiei (10) se poate calcula temperatura gazelor T_{CE} la intrarea în capul de erupţie, dacă se cunoaşte temperatura T_s făcîndu-se $l = L$, unde L este adîncimea de fixare a şiului coloanei de extracţie.

Astfel se obţine:

$$T_{CE} = T_s + \frac{1}{\varkappa}\left(\frac{\Delta T_p}{L} - \operatorname{grad} T\right)(e^{-\varkappa L} - 1). \quad (12)$$

Relaţia (12) este utilă pentru că permite evaluarea factorului complex $\varkappa$ dacă se măsoară la sondă T_{CE}, T_s, T_z şi pierderea de presiune la curgerea gazelor de la şiu la capul de erupţie.

$$\varkappa = \frac{\left(\frac{\Delta T_p}{L} - \operatorname{grad} T\right)(e^{-\varkappa L} - 1)}{T_{CE} - T_s}. \quad (13)$$

Este evident că dacă se măsoară T_z rezultă:

$$\operatorname{grad} T = \frac{T_z - (T_0 + 12)}{H - 10}. \quad (14)$$

Dacă se cunoaşte $\Delta p = p_{şiu} - p_{CE}$, din diagrama din figura 3 se poate determina ΔT_p, iar cu relaţia (13) se calculează — prin încercări — valoarea factorului complex $\varkappa$.

Dacă aceste măsurări s-au făcut pentru o sondă reprezentativă pe structură, la care se

cunosc diametrul interior d_i al coloanei de extracție și debitul de gaze q produs de sondă, se poate determina indirect valoarea coeficientului de schimb de căldură k, valoare care poate fi utilizată pentru stabilirea variației

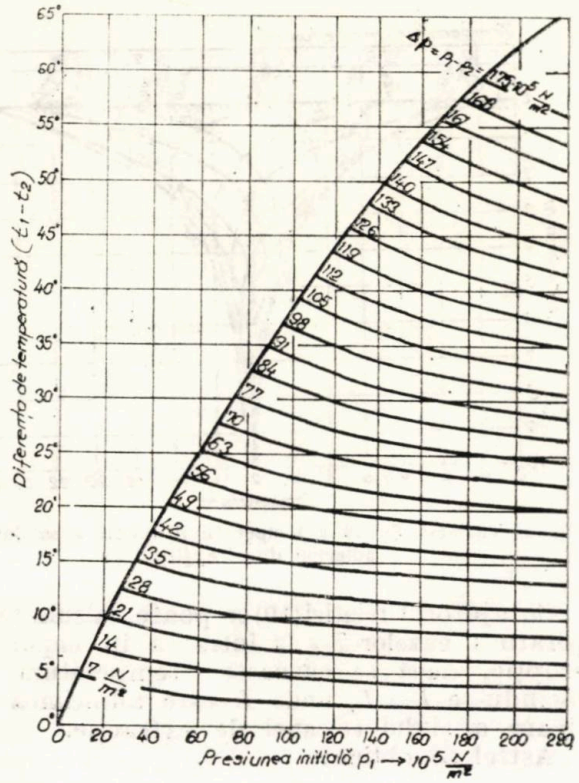


Fig. 3. Scăderea temperaturii metanului la destinderea cu Δp de la o presiune inițială p_1 [3].

temperaturii gazelor în lungul coloanei de extracție și la alte sonde (pe aceeași structură), care au alte debite și alte diametre ale coloanelor de extracție. De fapt, este necesar ca la sonda considerată reprezentativă să se determine raportul:

$$W_d = \frac{\varkappa \cdot q}{d_i} = \frac{\pi k}{\rho c_p} = \frac{a_e}{\varepsilon_d}, \qquad (15)$$

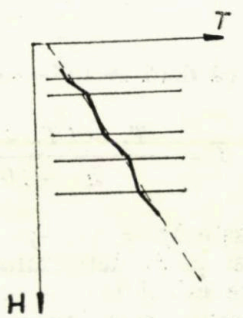


Fig. 4. Anomalii de cîmp termic datorite conductivității termice a rocilor [4].

unde a_e este difuzivitatea echivalentă, iar ε_d este coeficientul de ecranare termică, raport care nu depinde de debitul sondei și nici de diametrul coloanei de extracție, urmînd ca la o altă sondă j valoarea factorului complex $\varkappa_j$ să se determine cu relația:

$$\varkappa_j = W_d \frac{d_{ij}}{q_j} \qquad (16)$$

unde:

d_{ij} este diametrul interior al coloanei de extracție al sondei j care produce debitul de gaze q_j [7];

W_d — viteza de disipare a căldurii în zona adiacentă sondei.

Referitor la determinarea valorii ΔT_p, care este funcție de $\Delta p = p_{șiu} - p_{CE}$, problema se poate rezolva utilizînd pentru calculul presiunii la șiu ecuația Laplace:

$$p_{șiu} = p_{col} \cdot e^{\frac{MgL}{Z_m RT_m}}, \qquad (17)$$

în care:

$p_{șiu}$ este presiunea gazelor la șiul coloanei de extracție, în N/m²;

p_{col} — presiunea gazelor la coloană, măsurată la gura sondei, în N/m²;

M — este masa moleculară a gazelor, în kg/kmol;

g — accelerația gravitațională, în m/s²;

L — adîncimea de fixare a șiului coloanei de extracție, în m;

Z_m — factorul de neidealitate pentru condiții medii de presiune și temperatură;

R — constanta universală a gazelor, în J/kmol K;

T_m — temperatura medie, în K.

Ecuația (17) se rezolvă prin încercări succesive, admițînd pentru $p_{șiu}$ o valoare cu care se calculează o presiune medie. Cu valoarea medie a presiunii și valoarea medie a temperaturii se determină factorul de neidealitate Z_m, care se introduce în relația (17) și se calculează $p_{șiu}$ ș.a.m.d., pînă cînd între $p_{șiu}$ estimat și $p_{șiu}$ calculat diferența este mai mică decît o valoare în prealabil impusă, așa fel ca eroarea să fie sub ordinul a 0,5%. În condițiile tehnicii actuale de calcul problema este foarte simplă. Avînd valoarea presiunii la șiu se determină $\Delta p = p_{șiu} - p_{CE}$,

unde p_{CE} este presiunea în țevile de extracție, în N/m², măsurată la capul de erupție.

Corespunzător diferenței de presiune Δp rezultă ΔT_p din diagrama din figura 3 valabilă pentru metan. De observat că ΔT_p calculat indirect prin metoda de mai sus este funcție de pătratul debitului, deci crește cu atît mai mult, cu cît debitul sondei este mai mare. La debite mici raportul $\Delta T_p/L$ este mic în com-

paraţie cu grad T şi poate fi neglijat fără a se introduce erori semnificative, astfel că relaţia (10) poate avea forma simplificată:

$$T = T_s + \frac{(1 - e^{-\varkappa l})}{\varkappa} \text{grad } T. \quad (18)$$

În figura 5 se prezintă variaţia temperaturii într-o sondă de gaze. Influenţa debitului asupra temperaturii gazelor în capul de erupţie este ilustrată de figura 6 [4].

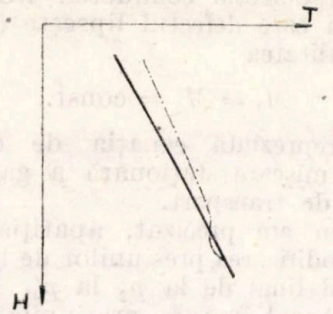


Fig. 5. Distribuţia temperaturii într-o sondă productivă de gaze [7].

Faţă de cele prezentate mai sus se pot formula următoarele concluzii.

1. La sondele de gaze cu debite mici temperatura gazelor la gura sondei are valori apropiate de temperatura zonei adiacente.

2. În capul de erupţie, pozat la suprafaţa solului, temperatura gazelor este în mare măsură afectată de variaţiile temperaturii atmosferice; cu cît debitul de gaze este mai mic, cu atît temperatura gazelor va fi mai apropiată de temperatura atmosferică, astfel că în anotimpul rece pot apărea condiţiile formării criohidraţilor.

3. La debite mari temperatura gazelor în ascensiune poate fi suficient de mare pentru a ne afla în afara zonei de formare a criohidraţilor pentru presiunea dată.

4. Temperatura gazelor la gura sondei variază cu creşterea debitului, conform relaţiei (12), după o curbă prezentată în figura 6. Astfel de curbe ridicate pentru diferite sonde

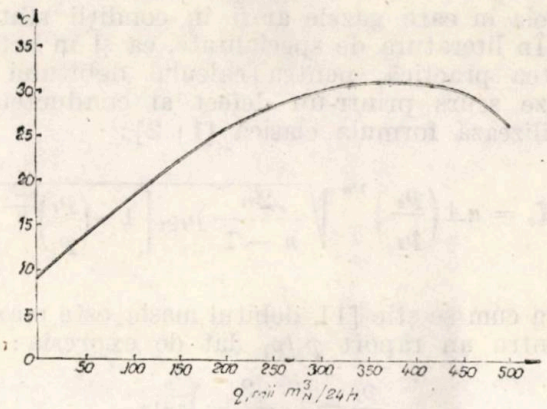


Fig. 6. Variaţia temperaturii gazelor în capul de erupţie în funcţie de debitul sondei [3].

de gaze permit alegerea debitului extras, dacă condiţiile geologo-tehnice permit, aşa încît temperatura gazelor pentru presiunea dată să nu scadă sub valoarea temperaturii de formare a criohidraţilor.

5. Pentru prevenirea formării criohidraţilor în anotimpul rece, în situaţiile prezentate la punctul 1, sînt necesare măsuri pentru intensificarea ritmului de extracţie dacă condiţiile geologo-tehnice permit sau izolarea capului de erupţie şi a porţiunii conductei de gaze care este pozată aerian, astfel încît variaţiile temperaturii atmosferice să afecteze cît mai puţin temperatura gazelor extrase.

Bibliografie

[1] Svoronos, P. *Problema exploatării sondelor de gaze prin tubing sau prin coloană.* Petrol şi Gaze, nr. 4, 1950.

[2] Svoronos, P. *Posibilităţi de exploatare a sondelor de gaze fără pericol de hidraţi.* Petrol şi Gaze, nr. 11, 1967.

[3] Svoronos, P., Olteanu, I. *Proiectarea exploatării zăcămintelor de gaze.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1979.

[4] Soare, Al. ş. a. *Ingineria zăcămintelor de hidrocarburi.* Vol. I şi II, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1982.

[5] Manolescu, G., Soare, E. *Fizico-chimia zăcămintelor de hidrocarburi.* Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1981.

[6] Vasilescu, C. A. *Exploatarea raţională a gazelor naturale.* Ed. Academiei, Bucureşti, 1963.

[7] Niculescu, N., Goran, N. *Tehnologia extracţiei gazelor.* Îndrumar de laborator, I.P.G. Ploieşti, 1989

Regimul dinamic al pierderilor de gaze din conductele de transport

Dr. ing. **Al. D. Stan**

Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

I. Introducere

Scurgerea gazelor printr-un defect al conductei constituie o problemă importantă datorită, pe de o parte, pierderii acestei materii prime şi, pe de altă parte, urmărilor ce pot avea loc datorită acumulării sau canalizării gazelor către anumite zone ce devin explozive.

Relaţiile de calcul existente în literatura de specialitate, pentru debitul de gaze scurs prin defectele conductelor, admit că acestea din urmă sînt asimilate unor recipienţi cu dimensiuni mari, iar gazele se consideră în condiţii statice.

În realitate, într-o conductă pe care s-a format un defect, gazele sînt în mişcare, ceea ce

presupune un nivel al pierderilor diferit de acela în care gazele ar fi în condiţii statice.

În literatura de specialitate, ca şi în activitatea practică, pentru calculul debitului de gaze scurs printr-un defect al conductei se utilizează formula clasică [1; 2]:

$$M_e = \alpha A \left(\frac{p_e}{p_i}\right)^{1/n} \sqrt{\frac{2n}{n-1} p_i \rho_i \left[1 - \left(\frac{p_e}{p_i}\right)^{\frac{n-1}{n}}\right]}. \quad (1)$$

Aşa cum se ştie [1], debitul masic este maxim pentru un raport p_e/p_i dat de expresia:

$$\frac{p_e}{p_i} = \left(\frac{2}{n+1}\right)^{\frac{n}{n-1}}. \quad (2)$$

În relaţiile anterioare s-au notat cu: p_e — presiunea din exteriorul defectului; p_i — presiunea din interiorul conductei; $\varkappa$ — exponentul adiabatic; α — coeficientul de debit; A — aria secţiunii orificiului şi ρ_i — densitatea gazului în condiţiile presiunii p_i din interiorul conductei.

Relaţia (1) a fost obţinută considerînd gazul din conductă că este în condiţii statice şi conducta a fost asimilată unui rezervor cu dimensiuni mari.

Aceste ipoteze, diferite de ceea ce se întîmplă în practica transportului şi distribuţiei gazelor naturale, pot duce la înregistrarea unor rezultate practice, de asemenea diferite de acelea obţinute pe cale teoretică şi experimentală.

Probabil că însăşi existenţa defectului pe o conductă pentru transportul gazelor modifică distribuţia de presiune în lungul acesteia faţă de cazul în care pe aceeaşi conductă nu ar fi apărut defectul. Din acest punct de vedere, înregistrarea şi urmărirea continuă a parametrilor de transport (presiunea p_1 din punctul iniţial şi presiunea p_2 din punctul final al conductei) pot conduce la depistarea locului unde apare defectul pe conductă.

Probabil că apariţia unor defecte, ca urmare a coroziunii, sînt depistate cu mai mare greutate deoarece aria secţiunii acestora se modifică lent în timp. Defectele mari, apărute instantaneu pe conductele de transport din diverse motive (ruperi şi spargeri de conductă, dislocări din materialul tubular etc.), pot fi depistate cu uşurinţă dacă se urmăresc continuu parametrii hidrodinamici de transport ai gazului. O asemenea situaţie este mult favorizată de existenţa elementelor de automatizare pe conducta de transport care indică variaţia continuă a parametrilor hidrodinamici.

II. Depistarea defectului pe conducta de transport gaze

Depistarea locului în care apare un defect instantaneu al unei conducte presupune înregistrarea continuă a parametrilor hidrodinamici de transport.

Astfel, dacă în cazul în care în două puncte ale conductei, de exemplu, punctul iniţial şi acela final, se înregistrau înaintea apariţiei defectului presiunile p_1 şi, respectiv, p_2, iar după apariţia acestuia presiunile p_1' şi, respectiv, p_2', ecuaţia de continuitate se scrie sub forma:

$$M_1 = M_2 + M_e. \quad (3)$$

M_1 reprezintă debitul masic existent înaintea defectului, M_2 după defect, iar M_e este debitul scurs prin defectul conductei. Rezultă că în situaţia în care defectul lipseşte ($M_e = 0$) se obţine egalitatea

$$M_1 = M_2 = \text{const.} \quad (4)$$

Aceasta reprezintă ecuaţia de continuitate pentru o mişcare staţionară a gazelor într-o conductă de transport.

Aşa cum am precizat, apariţia defectului duce la modificarea presiunilor de la p_1 la p_1' şi în punctul final de la p_2 la p_2'.

Pentru cazul în care presiunile la capetele unui tronson de conductă cu lungimea l sînt p_1 şi p_2, debitul volumic de gaz transportat are expresia:

$$Q = C \frac{\sqrt{p_1^2 - p_2^2}}{\sqrt{Z(p_1, p_2)}} \cdot \frac{1}{\sqrt{l}}, \quad (5)$$

unde constanta C este funcţie de unităţile de măsură adoptate.

Astfel, pentru cazul în care se utilizează sistemul internaţional de unităţi de măsură, ceea ce presupune că presiunile sînt exprimate în N/m^2, şi debitul în m^3N/s, constanta C depinde de temperatură şi pentru valoarea acesteia din urmă egală cu 293 K, C are expresia $0{,}031154 \cdot d^{8/3}$, iar la temperatura de 273 K aceeaşi constantă are valoarea $0{,}30073\ d^{8/3}$.

$Z(p_1, p_2)$ este factorul de abatere de la legea gazelor perfecte, dependent în esenţă numai de presiunile p_1 şi p_2, deoarece s-a admis că temperatura este constantă, în lungul conductei de transport.

La obţinerea celor două valori ale constantei C din ecuaţia (5), s-au asimilat gazele transportate metanului pentru care s-a luat densitatea relativă egală cu 0,554 şi coeficientul de rezistenţă a fost calculat cu formula Weymouth [2;3]:

$$\lambda = \frac{0{,}009407}{\sqrt[3]{d}}. \quad (6)$$

În această formulă simplă de calcul a coeficientului de rezistenţă diametrul interior al conductei trebuie introdus în metri.

Dacă se adoptă relaţia (5) şi se notează cu Q_1 şi Q_2 debitele volumice ce se transportă înainte şi după punctul unde este format defectul pe conductă, atunci acestea se pot scrie:

$$Q_1 = C\frac{\sqrt{p_1'^2 - p_d^2}}{\sqrt{Z(p_1', p_d)}} \cdot \frac{1}{\sqrt{l_d}}; \qquad (6')$$

$$Q_2 = C\frac{\sqrt{p_d^2 - p_2'^2}}{\sqrt{Z(p_d, p_2')}} \cdot \frac{1}{\sqrt{l - l_d}}. \qquad (7)$$

Cu l_d a fost notată lungimea măsurată din punctul iniţial pînă la locul de formare a defectului, iar $Z(p_1', p_d)$ şi $Z(p_d, p_2')$ sînt definite în mod asemănător cu $Z(p_1, p_2)$, dar de această dată presiunile vor fi (p_1', p_d) şi, respectiv, (p_d, p_2'). Variaţia presiunii în lungul conductei înainte şi după apariţia defectului pe conductă este redată în figura 1. Debitele masice M_1 şi

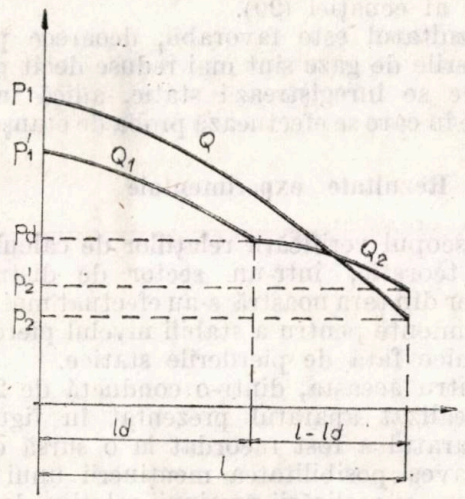


Fig. 1

M_2 din (1) se scriu în funcţie de debitele Q_1 şi Q_2. De exemplu, pentru primul dintre acestea se scrie:

$$M_1 = Q_1\,\rho_1' = Q_1\frac{p_1'}{Z_1 R T}, \qquad (8)$$

unde Z_1 este factorul de abatere care depinde de presiunea p_1' şi temperatura T, R fiind constanta de gaz perfect (pentru metan $R = 519{,}6$ J/kgK).

Relaţii asemănătoare se scriu şi pentru M_2 şi M_e ceea ce face posibilă existenţa egalităţii:

$$Q_1\frac{p_1'}{Z_1} = Q_2\frac{p_2'}{Z_2} + Q_e\frac{p_e}{Z_e}. \qquad (9)$$

Q_e reprezintă debitul volumic scurs prin defect, iar Z_e factorul de abatere de la legea gazelor perfecte, care depinde de presiunea p_e şi temperatura T ce a fost presupusă — aşa cum s-a mai precizat — constantă în lungul conductei.

Debitul Q_e poate fi scris în funcţie de debitul masic M_e, dat de (1), şi are forma:

$$Q_e = M_e/\rho_e. \qquad (10)$$

Presiunea din interiorul conductei p_i ar trebui înlocuită, datorită faptului că debitul M_e se scurge din conductă după apariţia defectului cu o funcţie de presiunea p_d. În cele ce urmează o apreciem ca fiind chiar p_d. Din acest motiv, ultima relaţie devine:

$$Q_e = \alpha A\sqrt{\frac{2n}{n-1}\cdot\frac{p_d}{\rho_d}\left[1 - \left(\frac{p_e}{p_d}\right)^{\frac{n-1}{n}}\right]}, \qquad (11)$$

unde ρ_d este densitatea gazului corespunzător presiunii p_d din interiorul conductei de la locul defectului.

Aşa cum se ştie, debitul masic M_e se obţine din (10) unde densitatea ρ_e în funcţie de densitatea ρ_d se scrie:

$$\rho_e = \rho_d\left(\frac{p_e}{p_d}\right)^{1/n} \qquad (12)$$

şi se găseşte:

$$M_e = \alpha A\left(\frac{p_e}{p_d}\right)^{1/n}\sqrt{\frac{2n}{n-1}p_d\,\rho_d\left[1 - \left(\frac{p_e}{p_d}\right)^{\frac{n-1}{n}}\right]}. \qquad (13)$$

III. Regimul dinamic al pierderilor de gaze

Scurgerea printr-un defect al conductei presupune şi mişcarea gazelor în conductă. Or, dacă se scriu din literatura de specialitate parametrii de mişcare ai gazului (presiunea p şi densitatea ρ) în funcţie de numărul lui Mach, aceştia au expresiile [2]:

$$p = p_i\left(1 + \frac{n-1}{2}M_a^2\right)^{-\frac{n}{n-1}}, \qquad (14)$$

$$\rho = \rho_i\left(1 + \frac{n-1}{2}M_a^2\right)^{-\frac{1}{n-1}}. \qquad (15)$$

unde p_i şi ρ_i sînt consideraţi parametri de repaus ai gazului, iar numărul lui Mach, M_a este definit de relaţia:

$$M_a = \frac{v}{a}. \qquad (16)$$

în care v este viteza curentului de gaze, iar a reprezintă viteza locală a sunetului în gaz.

Dacă se scrie debitul de gaze scurs prin defect în care p şi ρ înlocuiesc în formula (13) presiunea p_d şi, respectiv, densitatea ρ_d, rezultă debitul considerat în condiţii dinamice M_d, astfel:

$$M_d = \alpha A \left(\frac{p_e}{p}\right)^{1/n} \sqrt{\frac{2n}{n-1} p\rho \left[1 - \left(\frac{p_e}{p}\right)^{\frac{n-1}{n}}\right]}. \quad (17)$$

În raportul dintre debitul de gaze pierdut în condiţii dinamice M_d şi acela în condiţii statice M_s, acesta din urmă calculat tot cu (17), unde presiunea p şi densitatea ρ se înlocuiesc cu p_i şi, respectiv, ρ_i, rezultă:

$$\frac{M_d}{M_s} = \left(\frac{p_i}{p}\right)^{1/n} \sqrt{\frac{p \cdot \rho}{p_i \rho_i}} \sqrt{\frac{1 - (p_e/p)^{\frac{n-1}{n}}}{1 - (p_e/p_i)^{\frac{n-1}{n}}}}. \quad (18)$$

În situaţia în care se admit simultan inegalităţile $p_e \ll p$ şi $p_e \ll p_i$, ultima relaţie se scrie imediat:

$$\frac{M_d}{M_s} = \left(\frac{p}{p_i}\right)^{-\frac{n+1}{n-1}} \quad (19)$$

care se pune, avînd în vedere formulele (14) şi (15), sub forma:

$$\frac{M_d}{M_s} = \left(1 + \frac{n-1}{2} M_d^2\right)^{-\frac{n+1}{n-1}}. \quad (20)$$

Relaţia obţinută arată că pentru un număr Mach egal cu zero se obţine egalitatea evidentă:

$$M_d = M_s. \quad (21)$$

În cazul extrem în care numărul lui Mach este egal cu unitatea, mişcarea fiind sonică, pierderile dinamice sînt considerate, de asemenea, sonice, avînd valoarea:

$$M_{ds} = M_s \left(\frac{n+1}{2}\right)^{-\frac{n+1}{n-1}}. \quad (22)$$

Tot pentru metan, al cărui exponent adiabatic este $n = 1,32$, rezultă că pierderile sonice M_{ds} sînt, faţă de pierderile statice M_s, în relaţia:

$$\frac{M_{ds}}{M_s} = 0,3409. \quad (23)$$

Rezultă deci că — teoretic — nivelul pierderilor dinamice nu poate fi coborît mai mult de 34% faţă de pierderile de gaze în condiţii statice.

În practică raportul M_d/M_s este apropiat de unitate.

Astfel, pentru metan la temperatura de 283 K, viteza sunetului are valoarea:

$$a = \sqrt{nRT} = \sqrt{1,32 \times 519,2 \times 283} = 440,40 \text{ m/s}, \quad (24)$$

ceea ce arată că, practic, pentru viteze medii ale gazului situate între 50 şi 75 m/s, se obţin numerele lui Mach, cu valorile de 0,1135 şi, respectiv, 0,1703.

Aceste valori, deşi aproximative, arată că — practic — pierderile dinamice M_d sînt mai mici faţă de pierderile în condiţii statice, şi anume:

$$M_d = (0,9852 - 0,9670)\ M_s. \quad (25)$$

Coeficienţii numerici 0,9852 şi 0,9670 au fost obţinuţi prin introducerea numerelor lui Mach anterioare — 0,1135 şi 0,1703 — în membrul drept al ecuaţiei (20).

Rezultatul este favorabil, deoarece practic pierderile de gaze sînt mai reduse decît pierderile ce se înregistrează static, adică în condiţiile în care se efectuează proba de etanşeitate.

IV. Rezultate experimentale

În scopul verificării relaţiilor de calcul obţinute teoretic, într-un sector de distribuţia gazelor din ţara noastră s-au efectuat mai multe experimente pentru a stabili nivelul pierderilor dinamice faţă de pierderile statice.

Pentru aceasta, dintr-o conductă de 2 inch s-a realizat aparatul prezentat în figura 2.

Aparatul a fost racordat la o sursă de aer care avea posibilitatea menţinerii unui debit constant şi realizării presiunii relative de aproximativ 140 mm coloană de apă. Aceasta corespunde mărimii presiunii din sistemul distributiv al gazelor din multe sectoare de distribuţie a gazelor din ţara noastră.

Simultan cu determinarea debitului Q_1 scurs din conductă şi a debitului Q_2 ieşit prin orificiul cu diametrul de 12 mm practicat pe aparat s-au măsurat presiunile relative p_1 şi p_2.

Presiunile relative s-au măsurat cu ajutorul a două tuburi în formă de U în care s-a introdus apă.

Debitele de aer Q_1 şi Q_2 s-au determinat indirect prin măsurarea volumelor de aer cu ajutorul contoarelor volumice şi a timpului în care s-au înregistrat scurgerile.

Robinetul R_2, montat pe ştuţul prin care s-a scurs debitul Q_2 a avut 10 grade de deschidere, notate AA, A, B, C, D, E, F, G, H şi I. Aceste grade de deschidere corespund, de fapt, cu 10 mărimi ale secţiunii transversale ale unui orificiu echivalent practicat pe o conductă de distribuţia gazelor naturale.

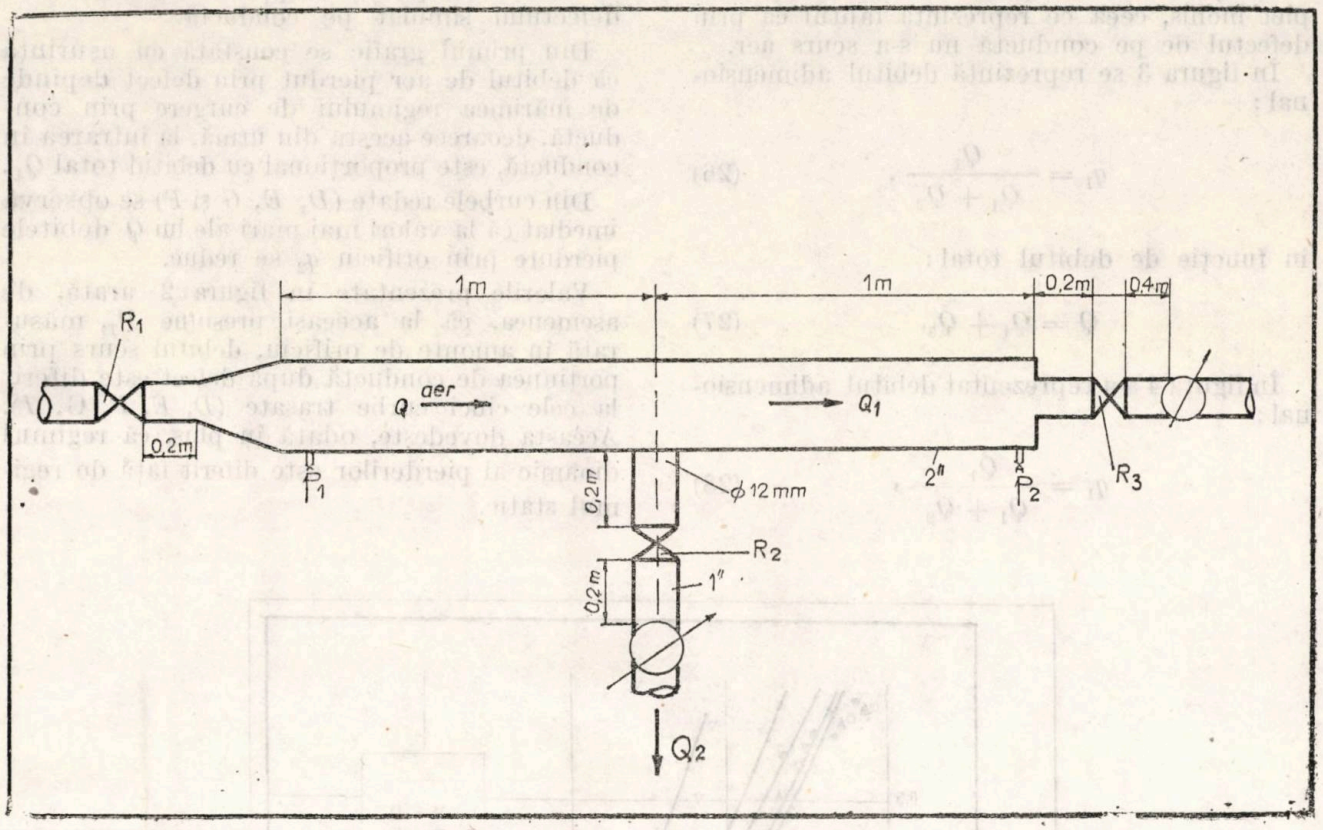

1m
1m
0,2m
0,4m
R1
aer
Q
Q1
0,2m
P1
0,2m
ϕ 12 mm
2"
P2
R3
R2
0,2m
1"
Q2

Fig. 2

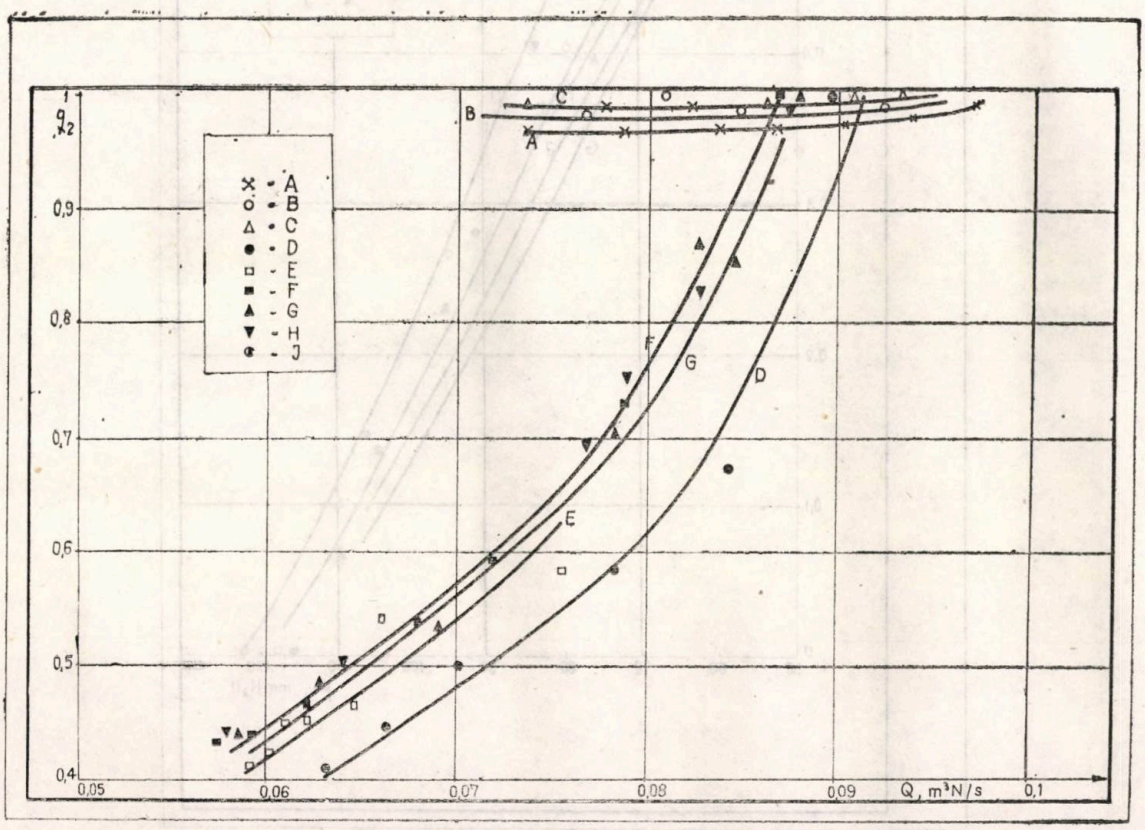

q2
A
B
C
D
E
F
G
H
J
0,9
0,8
0,7
0,6
0,5
0,4
0,05
0,06
0,07
0,08
0,09
Q, m³N/s
0,1

Fig. 3

Poziția AA a fost pentru robinetul R_2 complet închis, ceea ce reprezintă faptul că prin defectul de pe conductă nu s-a scurs aer.

În figura 3 se reprezintă debitul adimensional:

$$q_1 = \frac{Q_1}{Q_1 + Q_2}, \tag{26}$$

în funcție de debitul total:

$$Q = Q_1 + Q_2. \tag{27}$$

În figura 4 s-a reprezentat debitul adimensional:

$$q_1 = \frac{Q_1}{Q_1 + Q_2}, \tag{28}$$

în funcție de presiunea p_1 măsurată înainte defectului simulat pe conductă.

Din primul grafic se constată cu ușurință că debitul de aer pierdut prin defect depinde de mărimea regimului de curgere prin conductă, deoarece acesta din urmă, la intrarea în conductă, este proporțional cu debitul total Q_1.

Din curbele redate (D, E, G și F) se observă imediat că la valori mai mari ale lui Q debitele pierdute prin orificiu q_2 se reduc.

Valorile prezentate în figura 2 arată, de asemenea, că la aceeași presiune P_1, măsurată în amonte de orificiu, debitul scurs prin porțiunea de conductă după defect este diferit la cele cinci curbe trasate (D, E, F, G, J). Aceasta dovedește, odată în plus, că regimul dinamic al pierderilor este diferit față de regimul static.

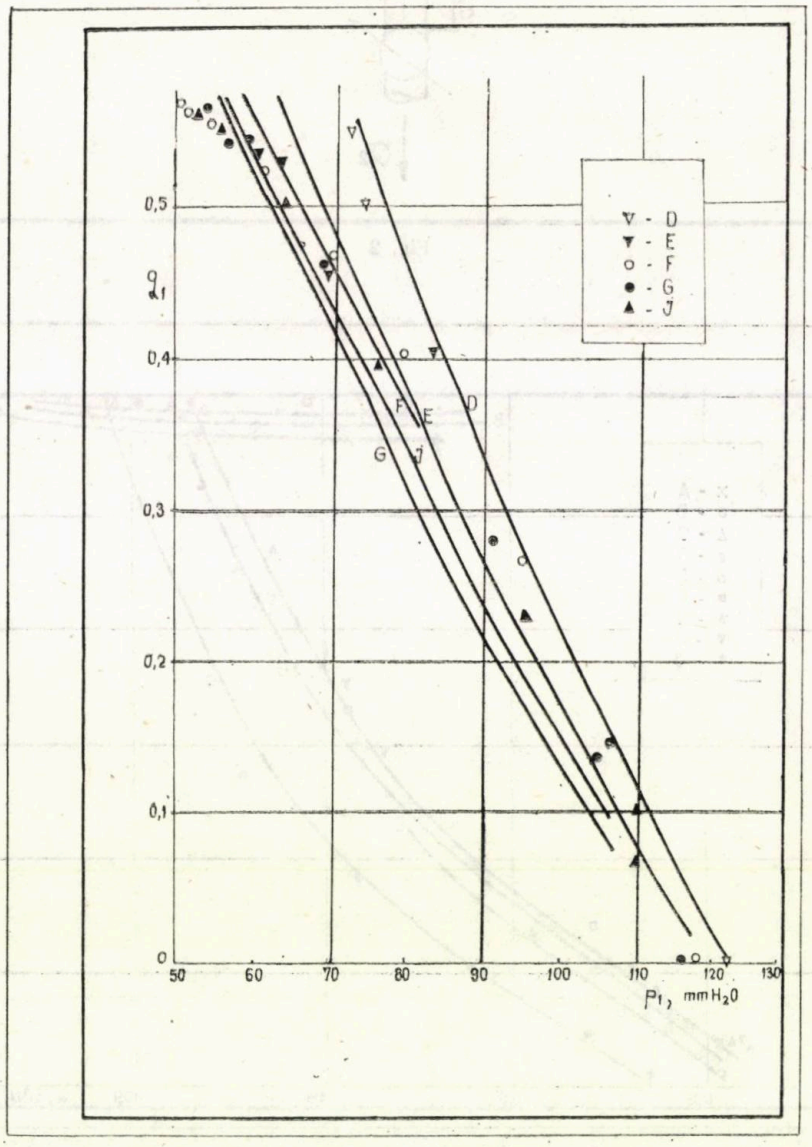


Fig. 4

În practică, la o conductă pierderile se determină în anumite cazuri efectuîndu-se corecţiile de temperatură, în condiţii statice. Aceste pierderi se stabilesc la proba de etanşeitate. Pierderile dinamice apar atunci cînd gazul se află în mişcare în conductă. În afară că gazul se găseşte în mişcare în conductă, şi presiunea din interiorul acesteia este variabilă în lungul conductei.

Concluzii

Pierderile de gaze prin defectele conductei se apreciază prin probe realizate de obicei în gaze în condiţii statice, ceea ce duce la un anumit nivel al pierderilor care este mai mare decît în cazul în care gazele din conductă sînt în condiţii dinamice.

Pierderile dinamice dau cele mai reduse valori în cazul în care gazul în conductă ar avea o viteză sonică de curgere, ceea ce ar duce şi la un nivel sporit al pierderilor prin defectul conductei.

Faptul că pierderile dinamice sînt mai reduse decît acelea statice, reprezintă o situaţie favorabilă, deoarece probabil se înregistrează pierderi sensibil mai reduse faţă de cazul în care gazul ar fi situat în condiţii statice.

Bibliografie

[1] Creţu, I. *Hidraulica generală şi subterană*. Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1966.

[2] Oroveanu, T. *Hidraulica şi transportul produselor petroliere*. Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1966.

[3] Oroveanu, T. ş.a. *Colectarea, transportul, depozitarea şi distribuţia produselor petroliere şi gazelor*. Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1985.

Consideraţii asupra seismicităţii induse în exploatarea apelor geotermale în zona Oradea

Ramona Plaviţă
Institutul de Geologie şi Geofizică Bucureşti

Criza energetică mondială a impulsionat promovarea resurselor energetice neconvenţionale, dintre care un loc de frunte îl deţine energia geotermică.

În ţara noastră, zona cu cel mai înalt potenţial energetic geotermic este Cîmpia de Vest, care — structural — face parte din Depresiunea panonică şi prezintă caracteristicile acesteia: grosime redusă a crustei terestre, flux termic crescut, seismicitate moderată, indicînd tensiuni tectonice.

Exploatarea intensă a zăcămintelor geotermale în zone active tectonic poate, în anumite condiţii, să declanşeze cutremure, dacă modul de exploatare preconizat este cel prin injecţia apei uzate termic. Acest procedeu, relativ recent, este utilizat pentru a menţine energia de zăcămînt, a evita poluarea mediului şi a limita subsidenţa.

Scopul acestei lucrări este de a contribui la precizarea condiţiilor în care trebuie continuată exploatarea zăcămîntului din zona Oradea, evitînd declanşarea de cutremure.

I. Mecanismul declanşării cutremurelor prin injecţia fluidelor în zăcămînt

Un cutremur reprezintă o instabilitate mecanică rezultată prin fracturarea bruscă a rocii, pe suprafeţe existente sau nou create, sub acţiunea forfecării.

Criteriul de fracturare al rocilor poroase-permeabile, conţinînd fluide la presiunea p, este similar criteriului de fracturare Mohr-Coulomb, în care tensiunile trebuie considerate tensiuni efective (Hubbert, Rubey, 1959):

$$\tau = \tau_0 + \sigma \tan \theta, \qquad (1)$$

unde:

τ este componenta tangenţială efectivă la planul fracturii şi este egală cu componenta tangenţială totală T;

σ — componenta normală efectivă pe planul fracturii, definită:

$$\sigma = s - p, \qquad (2)$$

în care:

S este componenta normală totală;

p — presiunea porilor;

τ_0 — coeziunea rocii;

θ — unghiul frecării interne.

Din relaţia (2) se constată că prin creşterea presiunii porilor, prin injecţia apei în zăcămînt, scade valoarea tensiunii normale efective pe planul fracturii, cu consecinţa imediată a declanşării în avans a cutremurelor. Acest mecanism a fost testat prin cazurile bine cunoscute de Denver, Colorado (Evans, 1966) şi Rangely, Colorado (Raleigh et al., 1976), însă o dată cu intensificarea exploatării resurselor geotermale, numărul experienţelor a crescut (Ohtake, 1974; Cameli, Carabelli, 1975; Batini et al., 1980; Howard et al., 1978; Bufe, Shearer, 1980; Bromley, Rigor, 1983; Sherburn, 1984), întărind convingerea existenţei

unei legături directe dintre declanşarea cutremurelor şi creşterea presiunii zăcămîntului.

II. Elementele necesare evaluării riscului seismic

1. Starea actuală a tensiunilor tectonice şi faliile posibil active din zona seismică Oradea-Carei

Zona seismică este situată la extremitatea răsăriteană a Depresiunii panonice şi prezintă particularităţile geologice şi geofizice ale acestei unităţi structurale. Caracteristica cea mai importantă o constituie anomalia geotermică pronunţată, cu valori de flux termic cuprinse între 80 şi 130 mWm^{-2}, anomalie care, fiind izolată comparativ cu structurile adiacente, a fost pusă în legătură cu formarea bazinului. Anomalia geotermică pozitivă poate fi explicată adoptînd modelul de extensie litosferică. Modelul extensional distinge două etape, o fază a extensiei rapide, avînd ca efect subţierea, falierea şi subsidenţa rapidă, este un răspuns izostatic datorat crustei reduse, încălzirii şi expansiunii termale şi o fază a subsidenţei lente, dată de îngroşarea litosferei prin relaxarea anomaliei termice (Veliciu, 1984).

Structura fundamentului zonei studiate este reprezentată prin compartimente ridicate şi coborîte, separate prin falii orientate NE—SV, decroşate de falii transversale, orientate NV—SE. Poziţia actuală a fundamentului cristalin a fost stabilită de mişcările postsarmaţiene, însă faliile din cuvertura sedimentară şi activitatea seismică actuală au indicat continuitatea mişcărilor diferenţiale pînă în prezent. Tectonica frămîntată a fundamentului este ilustrată în figura 1, unde sînt menţionate faliile cu sărituri apreciate la baza Neogenului. Orientarea preferenţială a faliilor este specifică fiecărei subunităţi structurale a fundamentului, dovadă a evoluţiei tectonice diferite, datorată jocului diferenţial al faliilor în cursul Mezozoicului şi Neozoicului.

Considerînd evoluţia geologică şi tectonică a regiunii şi modelul acceptat privitor la formarea Depresiunii panonice, majoritatea mişcărilor tectonice, după instalarea fazei de subsidenţă lentă, au fost de tipul falierii normale, conducînd la diferenţieri însemnate pe verticală, între diferitele subunităţi tectonice ale bazinului.

În prezent, mişcările verticale caracteristice zonei sînt de coborîre, cu o rată medie de 0,5 mm/an, pe aliniamente paralele cu direcţia globală stabilită statistic, NE—SV (fig. 1).

Sistemele de falii deschise, pe care circulă apele geotermale, atît în zonă, cît şi în restul depresiunii, au aceeaşi orientare, NE—SV.

Toate informaţiile conduc la convingerea că faliile active recente sînt, în primul rînd, faliile cu orientarea NE—SV, iar tipul de falie este falia normală, caracteristică de altfel marilor depresiuni relaxate tectonic.

Faliile zăcămîntului, evidenţiate geofizic, dar şi prin săparea celor 13 sonde, înscriindu-se în orientarea preferenţială activă şi fiind falii

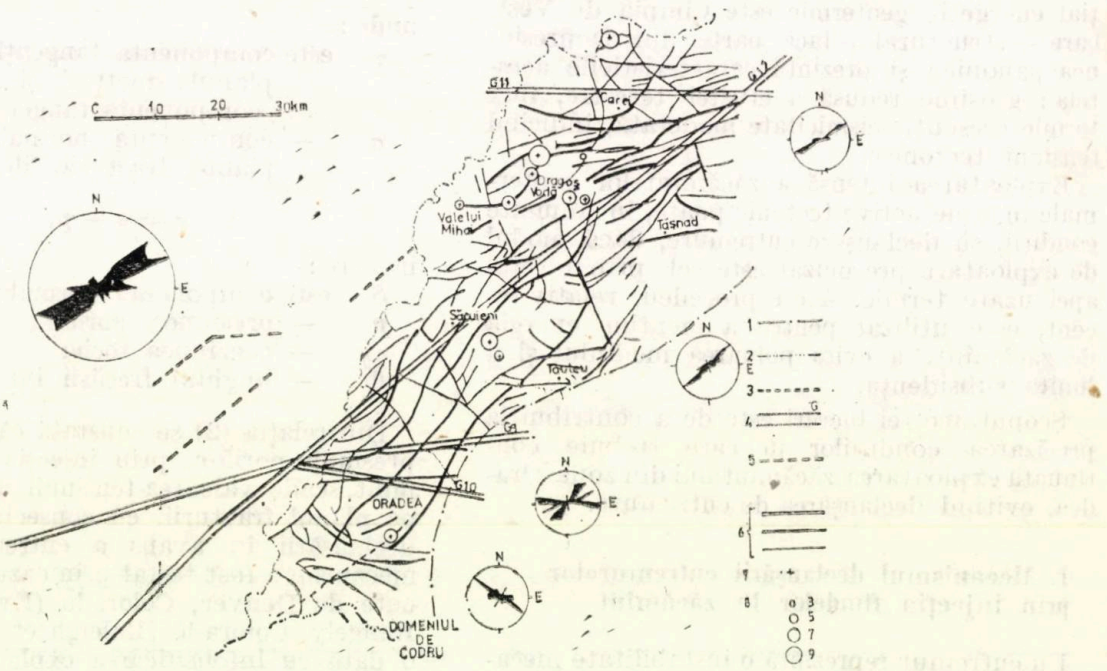


Fig. 1. Schiţa seismotectonică a regiunii Oradea—Carei cu indicarea orientării preferenţiale a faliilor la baza Neogenului, pe întreaga zonă (în stînga figurii) şi pe unităţile distincte ale fundamentului: Domeniul de Codru, Autohtonul de Bihor, Depresiunea Sînnicolau şi Unitatea paleogenă (în dreapta figurii : *1* — limita geofizică a Depresiunii panonice; *2* — limita sudică a formaţiunilor mezozoice; *3* — linia de sensibilitate seismică Oradea—Cefa (Atanasiu, 1960); *4* — falii crustale stabilite gravimetric (Gavăt et al., 1973); *5* — falii cu sărituri > 500 m(Zsiros, 1983); *6* — falii la baza Neogenului cu săritură : a) > 300 m; *b*) 100 —300 m : *c*) < 100 m; *7* — epicentru; *8* — intensităţi epicentrale (grade MSK-64).

deschise, cu circulație intensă de ape geotermale, constituie falii potențial active.

2. *Activitatea seismică a regiunii*

Informațiile asupra activității seismice a zonei sînt în principal de natură macroseismică, pe o perioadă de aproape patru secole (Réthly, 1952; Florinescu, 1958; Constantinescu, Mârza, 1980; Monus et al., 1985). Pe baza acestor date s-au extras și menționat în figura 1 cutremurele cunoscute la est de rîul Tisa, între paralelele orașelor Oradea și Carei, fiind specificat numai cutremurul cu cea mai mare intensitate.

Indicațiile privind adîncimea focală sînt extrem de reduse, însă atît aspectul izoseistelor, cît și evaluările instrumentale, atestă originea crustală a cutremurelor, cu adîncimi focale în domeniu 5—18 km.

Centrul de greutate al cutremurelor din zonă, în perioada 1614—1983, îl constituie Valea Ierului, care corespunde intersecției dintre sistemul de falii NE—SV, paralel cu falia crustală G 12 și o falie NV—SE. Fiecare eveniment major este succedat și/sau precedat de o serie de replici, cu durata de 2—3 luni.

Cutremurele din Valea Ierului au fost simțite și la Oradea, avînd efecte care dovedeau formarea sau reactivarea unor falii mai profunde. Astfel, cutremurul din 15 octombrie 1834 a creat la Băile 1 Mai un nou izvor termal, iar la celelalte izvoare a crescut temperatura apei cu 15—20°C. Atenuarea relativ redusă a intensității cutremurului pe distanța epicentru-Oradea constituie o nouă dovadă a extinderii sudice a sistemului de fracturi orientat NE—SV iar replicile numeroase, pe perioade de cîteva luni, atestă faptul că întreaga regiune este supusă unor tensiuni similare.

Pentru zona orașului Oradea, cataloagele cutremurelor au furnizat date asupra a trei evenimente, cu intensități epicentrale de 4 pînă la 6° MSK-64, avînd același epicentru și datate 12 februarie 1614, 10 noiembrie 1786, 12 aprilie 1886. Izoseistele cutremurului din 12 aprilie 1886 (Atanasiu, 1961) reconfirmă direcția faliei active, falia cu orientare NE—SV și încadrează aceste evenimente în categoria cutremurelor specifice regiunii, datorate relaxării tensiunilor tectonice acumulate pe falii NE—SV, avînd punctele de inițiere a cutremurelor la intersecția accidentelor tectonice majore (limite ale subunităților structurale).

Regiunea se situează la limita Depresiunii Panonice, unde vin în contact blocuri de fundament supuse unor cîmpuri de forțe diferite, producînd subsidența compartimentelor vecine, cu rate diferite. Aceste mișcări diferențiale ale blocurilor vecine sînt responsabile de acumularea de tensiuni elastice, care se relaxează sub formă de seisme, de-a lungul faliilor marginale ale unităților tectonice, active și în prezent (Polonic, 1980).

3. *Modelul de zăcămînt al sistemului hidrogeotermal*

Un sistem hidrogeotermal este alcătuit dintr-unul sau mai multe acvifere aflate în prezența unei surse de căldură. Acviferul si stemului hidrogeotermal Oradea este cantonat în roci carbonatate fisurate, avînd grosimea medie de 900 m. Particularitățile geologice, chimice și termice ale sistemului hidrogeotermal atestă alimentarea naturală a zăcămîntului, zonele de alimentare fiind probabil zonele de aflorare a rocilor mezozoice în unitățile structurale ale Munților Apuseni. Curgerea intensă prin zăcămînt a fost generată de apariția punctului de descărcare naturală, de la Băile 1 Mai.

Modelul de zăcămînt (Plaviță, 1985), dedus în special pe baza datelor de temperatură, indică existența a cel puțin două sisteme de curgere, unul principal (căi preferențiale de curgere, de tipul faliei verticale, cu permeabilități de sute Darcy) și al doilea secundar (fracturi orizontale, cu permeabilități mai reduse). Căile preferențiale de curgere sînt faliile ce constituie limita estică a sistemului hidrogeotermal, dar și cele două falii cartate în interiorul perimetrului exploatat. Aceste falii sînt ecoul la suprafață al faliilor crustale din zonă, iar faptul că prezintă permeabilități mari are o importanță deosebită la posibilitatea transmiterii pulsului de presiune pînă la adîncimi mari, de ordinul adîncimilor focale.

4. *Proprietățile mecanice ale rocii colectoare*

În scopul determinării proprietăților mecanice ale rocii colectoare, am ales eșantioane aparținînd unor tipuri litologice distincte — calcare și dolomite — de la adîncimile de 2 000 și, respectiv, 2 500 m. Carotele prezintă numeroase fracturi pe care s-a redepus calcit.

Rezultatele experiențelor de laborator (neconfirmate de compresiune monoaxială, indirecte de tracțiune, simple de forfecare și la triaxial) au indicat „omogenitatea" colectorului din punctul de vedere al comportamentului la solicitări mecanice.

Rezistența rocii la tracțiune este 60 bari, iar rezistența la forfecare dublă de 150 bari. Unghiul de frecare internă are valori mari, 36—38°, în ciuda fracturării avansate a carotelor, deoarece prin recimentare cu calcit s-a obținut un eșantion caracteristic numai matricei colectorului. În zonele cu falii deschise, pe care are loc circulația intensă a fluidelor, toate aceste valori sînt, cu siguranță, mult mai reduse.

5. *Tensiunile tectonice în zăcămînt*

Tensiunea tectonică se poate determina prin operațiile de fracturare hidraulică, efectuate în scopul stimulării sondelor. Fracturarea hidraulică constă în creșterea presiunii fluidului în

sondă și are două faze distincte: inițierea și propagarea fracturării. Teoretic, orientarea și dimensiunile fracturii create depind doar de starea de tensiuni din zonă (Hubbert, Willis, 1957; Kehle, 1964; Scheidegger, 1960).

Relația cea mai generală a legăturii dintre tensiunile tectonice principale orizontale σ_2, σ_3 și presiunea de fracturare p_f este:

$$p_f = T + 3\sigma_3 - \sigma_2 - p_0, \qquad (3)$$

unde T este rezistența la tracțiune, iar p_0 este presiunea formației. Din datele de fracturare hidraulică se cunosc p_f și σ_3; T se obține prin experiențe de laborator, iar p_0 prin măsurări în sondă. Relația (3) permite calculul celei de-a doua tensiuni principale orizontale, iar tensiunea principală verticală este presiunea litostatică. Tensiunea compresivă minimă (σ_3) este egală cu presiunea de injecție în timpul operației de fracturare, măsurată în condiții statice, la scurt timp după oprirea pompelor este notată cu p_s în figura 2).

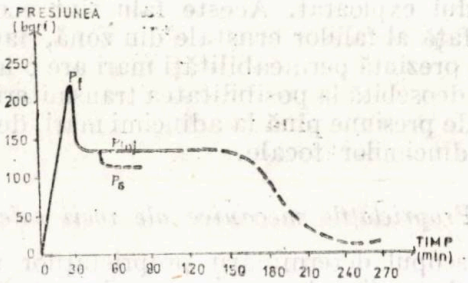


Fig. 2. Evoluția presiunii în timpul fracturării hidraulice a sondei 1 716 Oradea, la adîncimea de formare a fracturii (2 920 m): p_f — presiunea de fracturare (224 bari); p_{inj} — presiunea de injecție (136 bari); p_s — presiunea de închidere instantanee (116 bari).

Fracturarea hidraulică indică mărimea tensiunilor principale. Direcția acestor tensiuni se poate determina prin operații mai deosebite (Raleigh et al., 1976).

Pentru zăcămîntul Oradea am dispus de datele de fracturare hidraulică a sondei 1716, a cărei construcție și coloană stratigrafică sînt redate în figura 3. Operația de stimulare a creat o fractură la adîncimea de 2 920 m, pusă în evidență prin măsurări de temperatură în condiții dinamice. Evoluția presiunii în timpul fracturării, la adîncimea 2 920 m este trasată în figura 2. La adîncimea fracturii, presiunea formației era 285 bari.

În zona Oradea, fiind o zonă relaxată tectonic, tensiunea principală maximă este verticală și egală cu presiunea litostatică, calculată pe baza coloanei stratigrafice. Valoarea acesteia este 662 bari, iar tensiunea principală maximă efectivă este 377 bari. Tensiunea principală minimă efectivă este orizontală, egală cu presiunea de injecție p_s (fig. 2), deci 116 bari. Din relația (3) s-a calculat tensiunea principală intermediară efectivă, 184 bari, însă acestei valori i s-a atribuit numai un caracter informativ, avînd în vedere dependența presiunii de fracturare de penetrabilitatea fluidului utilizat (Gretener, 1965).

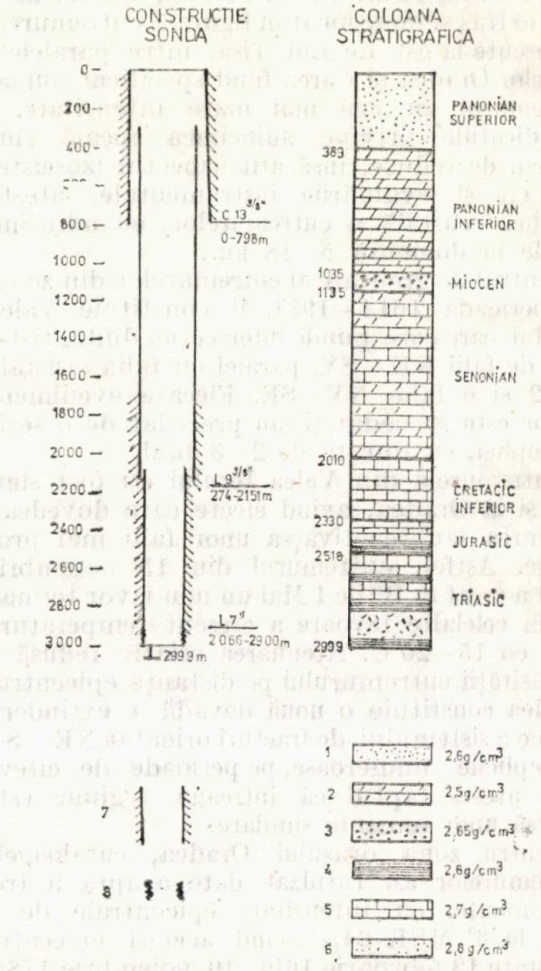


Fig. 3. Construcția sondei 1716 Oradea și coloana stratigrafică. *1* — nisipuri; *2* — marne; *3* — conglomerate; *4* — argilite; *5* — calcare; *6* — dolomite; *7* — coloană tubată și cimentată; *8* — coloană netubată.

6. *Estimarea presiunii critice a zăcămîntului*

Presiunea critică este presiunea la care, pentru o stare de tensiuni dată, are loc îndeplinirea, în avans, a condițiilor de rupere a rocii. Pentru a fi determinată, este necesar să se cunoască mărimea și orientarea tensiunilor principale, precum și direcția și orientarea faliei active. În lipsa acestor informații, s-a făcut numai o estimare a presiunii critice, utilizînd datele obținute prin experiențele la triaxial, și anume că fracturile create fac unghiul de 63° cu orizontala. Cu această indicație și cu valorile tensiunilor principale efective, s-a cal-

culat tensiunea normală și cea tangențială pe planul fracturii — 169,5 bari și, respectiv, 105,7 bari.

Criteriul de fracturare pentru zonă este definit în domeniul cuprins între cele două extreme indicate în figura 4: curba *a*, pentru zăcămîntul intens fracturat (coeziune minimă) și curba *b*, reprezentativă matricei colectorului (coeziunea de 150 bari). Starea de tensiuni tectonice, dedusă din datele sondei 1 716 este foarte apropiată de îndeplinirea condiției de fracturare descrisă de curba *a* (vezi cercul Mohr I din fig. 4), iar satisfacerea condiției de rupere *a* se realizează prin creșterea presiunii zăcămîntului cu 21 bari (cercul Mohr II). În consecință, presiunea critică a zăcămîntului, în zonele cu fracturi mari, la adîncimea 2 920 m este 306 bari.

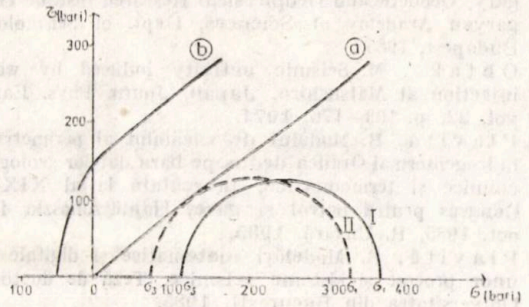


Fig. 4. Reprezentarea tensiunilor tectonice efective pentru perimetrul Oradea și criteriile de fracturare: *a* — pentru roca fracturată; *b* — pentru matricea colectorului. I — cercul Mohr reprezentînd starea actuală de tensiuni; II — cercul Mohr pentru starea de tensiuni la presiunea critică dată de criteriul de fracturare *a*.

7. *Modelarea numerică a presiunii zăcămîntului*

Unica metodă de exploatare eficientă a căldurii zăcămîntului geotermal Oradea este exploatarea cu injecția apei uzate termic. Au fost definite trei variante de exploatare, diferind prin poziționarea sondelor de injecție. În prima variantă, injecția este intraconturală, iar în variantele 2 și 3, injecția este extraconturală, sondele de injecție fiind situate în estul și, respectiv, sud-vestul zonei.

Modelarea presiunii zăcămîntului a constat în rezolvarea problemei mixte a ecuației cu derivate parțiale de tip parabolic, care descrie mișcarea apei în medii permeabile, printr-o metodă numerică de tip Galerkin-multipas (Albu, Enăchescu, 1985).

Soluția problemei mixte pentru cele trei variante de exploatare (Enăchescu, Plaviță, 1985) a indicat poziționarea optimă a sondelor, în sensul evitării riscului seismic, corespunzătoare variantei cu injecția intraconturală, la care presiunea zăcămîntului crește pe zone restrînse, izolate. Presiunea maximă de injecție este 3,15 bari, de 6,5 ori mai mică decît creșterea de presiune necesară atingerii presiunii critice. Totuși, este de așteptat ca în condițiile unei injecții de durată să fie necesară o presiune suplimentară de injecție, pentru a învinge anumite rezistențe produse de skin-efect, variații de temperatură, mărirea viscozității, depuneri de cruste și alte efecte încă neprevăzute. Această presiune suplimentară ar putea crea presiuni locale mărite ale zăcămîntului.

III. Considerații asupra riscului seismic

În cele de mai sus au fost definite toate elementele necesare evaluării riscului seismic indus prin injecția apelor. Pentru Oradea, unele elemente sînt cunoscute mai sumar, de unde reiese necesitatea dezvoltării studiilor și cercetărilor pentru obținerea unor date cît mai complete. Avînd în vedere faptul că au fost semnalate și unele efecte macroseismice, este necesar ca supravegherea seismică să se facă prin stație seismologică, atît înaintea începerii injecției, cît și pe toată perioada acesteia. Starea de tensiuni tectonice a fost inserată din datele de fracturare hidraulică ale unei singure sonde. Avînd în vedere dependența parametrilor fracturării hidraulice de mulți factori, greu de controlat, se impune ca problema — în continuare — să fie tratată statistic, prin efectuarea mai multor fracturări hidraulice pe parcursul săpării viitoarelor sonde de injecție.

În aceeași manieră, statistică, se pot deduce și proprietățile mecanice ale rocii colectoare, astfel încît să fie semnificative colectorului real, incluzînd și fracturile. Presiunea reală de injecție va fi cunoscută numai prin efectuarea unui test de injecție de durată.

Pentru evaluarea riscului seismic, indus prin injecție, s-a ales în fiecare etapă a studiului, cazul cel mai defavorabil, în ideea minimalizării acestui risc, fapt ce a condus la o valoare exagerat de scăzută a presiunii critice. Pînă la obținerea unor informații mai complete, prin realizarea lucrărilor de cercetare menționate anterior, se recomandă să nu se depășească acest prag de presiune pe porțiuni extinse ale colectorului, în special în vecinătatea faliilor posibil active.

Concluzii

În zonele tectonice active, creșterea presiunii fluidelor din rocile poroase permeabile poate să producă declanșarea în avans a cutremurelor.

Seismicitatea zonei este moderată, cu seisme de natură crustală, însă recent au fost semnalate și unele efecte macroseismice naturale, indicînd o posibilă stare tectonică actual activă.

Faliile care afectează zăcămîntul geotermal au orientări similare orientării faliilor active din regiune. Acestea pot fi ecoul la suprafață al faliilor crustale și prezintă proprietăți filtrante excelente pe planul lor, permițînd pulsu-

lui de presiune să influenţeze starea de tensiuni din focar.

Exploatarea eficientă a căldurii zăcămîntului geotermal Oradea se poate face numai prin injecţia apei uzate termic, ceea ce ar putea produce creşterea presiunii acviferului.

Presiunea critică a zăcămîntului, la care ar putea avea loc relaxarea în avans a tensiunilor tectonice, este rezultatul informaţiilor existente însă prin continuarea cercetărilor se va obţine o presiune critică mai apropiată de realitate şi, cu siguranţă, mai mare.

Efectuarea sub supraveghere a tuturor operaţiilor în teren, care ar putea avea ca efect creşterea presiunii zăcămîntului peste valoarea presiunii critice, în special în apropierea faliilor suspectate a fi falii active, va conduce la evitarea sigură a seismicităţii induse prin exploatarea cu injecţie a zăcămîntului geotermal Oradea.

Bibliografie

[1] Albu, M., Enăchescu, D. Procese nestaţionare de redistribuire a energiei în crusta terestră. Ed. Tehnică, Bucureşti, 1985.

[2] Atanasiu, I. Cutremurele de pămînt din Romania, p. 155—156. Ed. Academiei R.P.R., Bucureşti, 1961.

[3] Batini, F. ş.a. Seismic monitoring in italian geothermal areas I and II, Proc. 2nd, p. 20—85, DOE ENEL Workshop for cooperative research in geothermal energy, 1980.

[4] Bromley, C. J., Rigor, D. M. Jr. Microseismic studies in Tongonan and Southern Negros, p. 91—96, Proc. 5nd New Zealand geothermal workshop, 1983.

[5] Bufe, C. G., Shearer, P. M. Geothermal induced seismicity — bane and blessing. Proc. 2nd DOE ENEL Workshop for cooperative research in geothermal energy, 1980.

[6] Cameli, G. M., Carabelli, E. Seismic control during a reinjection experiment in the Viterbo region (central Italy), Proc. 2nd, p. 1329—1334, Symp. on the development and use of geothermal resources, San Francisco, 1974.

[7] Constantinescu, L., Mârza, V. A computer-compiled and computer — oriented catalogue of Roumania's earthguakes during a millennium (984—1979), Rev. Roum. Géol. Géophys. et Géogr., Géophysique, vol. 24(2), p. 193—234. 1980.

[8] Enăchescu, D., Plaviţă, R. Analiza variantelor de exploatare a zăcămîntului hidrogeotermal fisurat Oradea prin modelare numerică. Studii tehnice şi economice, IGG, Bucureşti, 1985.

[9] Evans, D. M. Man-made earthquakes in Denver, Geotimes, vol. 10, nr. 9, p. 11—18, 1966.

[10] Gavăt, I., Botezatu, R., Visarion, M. Interpretarea geologică a prospecţiunilor geofizice, p. 180—194, Ed. Acad. R.S.R., Bucureşti, 1973.

[11] Gretener, P. R. Can the state of stress be determined from hydraulic fracturing data? Journ. Geophys. Res., vol. 70, p. 6205—6210, 1965.

[12] Howard, J. H. et al. Geothermalrresources and reservoir investigations at East Mesa, Imperial Valley, California, Earth Science Division, LBL, University of California, Report, p. 33—55, 1978.

[13] Hubbert, M. K., Willis, D.G. Mechanics of hidraulic fracturing. Journ. Petrol. Techn., p.153—163, 1957.

[14] Hubbert, M. K., Rubey, W. W. Role of fluid pressure in mechanics of overthrust faulting. Bull. Geol. Am., vol. 70, p. 115—166, 1959.

[15] Kehle, R. P. The determination of tectonic stresses through analysis of hydraulic well fracturing. Journ. Geophys. Res., p. 259—273, 1964.

[16] Mârza, V. ş.a. Studiu privind evaluarea vibraţiilor seismice semnalate la unele blocuri de locuinţe din cartierul „Zona de vest" Oradea. Raport, arhiva ICEFIZ Măgurele, 1985.

[17] Monus, P ş.a. Earthquakes in the territory of Hungary. Geodetic and Geophysical Research Inst. of Hungaryan Academy of Sciences, Dept. of Seismology, Budapest, 1985.

[18] Ohtake, M. Seismic activity induced by water injection at Matsushiro, Japan, Journ. Phys. Earth, vol. 22, p. 163—176, 1974.

[19] Plaviţă, R. Modelul de zăcămînt al perimetrului hidrogeotermal Oradea dedus pe baza datelor geologice, chimice şi termometrice, prezentată la al XIX-lea Congres pentru petrol şi gaze, Hajdüszoboszló 4—6 oct. 1985, R. Ungară, 1985.

[20] Plaviţă, R. Modelări matematice şi digitale ale unor procese şi sisteme seismice. Teză de doctorat, Universitatea din Bucureşti, 1985.

[21] Polonic, G. Seismicity and tectonics of the Baia Mare — Sighetu Marmaţiei — Halmeu Area, Rev. Roum. Géol. Géophys. Géogr., Géophysique, vol. 24 (2), p. 255—268, 1980.

[22] Raleigh, C. S. ş.a. An experiment in earthquakes control at Rangely, Colorado, Science, vol. 191, p. 1230—1237, 1976.

[23] Réthly, A. A Kárpátmedencék földrengései (455—1918), Akademiai Kiadó, Budapest, p. 151—173, 1952.

[24] Scheidegger, A. E. On the connection between tectonic stresses and well fracturing data, Geofisica pura e applicata, vol. 46, p. 66—76, 1960.

[25] Sherburn, S. Seismic monitoring during a cold water injection experiment, Wairakei geothermal field : Preliminary results, Proc. 6th New Zealand geothermal Workshop, University of Auckland, Geothermal Institute, p. 129—133, 1984.

[26] Veliciu, S. Contribuţii privind prospecţiunea geotermică a apelor termale şi mineralizaţiilor, cu aplicaţii în România. Teză de doctorat, Universitatea din Bucureşti, 1984.

[27] Zsiros, T. Faults and earthquakes in hungarian territory east of the river Tisza, Acta Geodaet. Geophys. et Montanistica, Hung., vol. 18, p. 119—128, 1984.

EXAPULMAG—Aparate portative pentru examinarea nedistructivă cu pulbèri magnetice a oţelurilor şi sudurilor

Prof. dr. ing. **A. Pavel**, cercet. ing. **M. Kulin**, şef lucr. ing. **P. Ştefănescu**

Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Examinarea cu pulberi magnetice (PM) este o metodă nedistructivă care se aplică numai la materialele feromagnetice şi permite punerea în evidenţă a discontinuităţilor (defectelor) deschise la suprafaţa supusă examinării. De altfel, defectoscopia magnetică face parte dintre cele mai vechi metode fizice de examinare, control şi verificare nedistructive a materialelor, debutînd în anul 1868 cu busola magnetică, folosită ca instrument pentru indicarea defectelor, şi ajungînd în zilele noastre la procedee moderne, sofisticate, de magnetizare. Astăzi, în toate ţările avansate industrial, examinarea cu pulberi magnetice deţine o pondere însemnată printre metodele nedistructive de examinare a oţelurilor feromagnetice.

În cadrul preocupărilor de realizare a unor aparate capabile să sporească siguranţa în exploatare a utilajelor tehnologice, la Institutul de Petrol şi Gaze (I.P.G.) din Ploieşti au fost concepute aparatele din generaţia EXAPULMAG şi confecţionate două asemenea aparate: EXAPULMAG-01 şi EXAPULMAG-02 Denumirea lor provine din abrevierea cuvintelor „EXAminare cu PULberi MAGnetice". Seria fabricării acestor aparate a fost continuată de către Întreprinderea de Prototipuri şi Elemente de Automatizare (I.P.E.A.) Ploieşti cu varianta EXAPULMAG-03.

Aparatul EXAPULMAG-01 (Brevet România nr. 95 591) este prevăzut cu comandă electronică, capabilă să realizeze variaţia continuă a intensităţii curentului electric prin bobinele jugului magnetic şi, respectiv, a fluxului magnetic din piesa controlată. Totodată, se asigură menţinerea automată a duratei de funcţionare, aleasă în prealabil, precum şi protecţia electronică la suprasolicitare.

Pentru a evita supramagnetizarea sau submagnetizarea, fapt care ar duce la punerea în evidenţă a unor „defecte" inexistente sau, dimpotrivă, la nedepistarea defectelor fine, aparatul are posibilitatea magnetizării corespunzătoare cotului de saturaţie al buclei de histerezis a oţelului feromagnetic supus controlului (fig. 1).

La materialele *paramagnetice*, susceptibilitatea magnetică x_m este o constantă (pentru o anumită temperatură), ceea ce face ca, într-o reprezentare grafică, dependenţa dintre magnetizaţia M, respectiv inducţia magnetică B, pe de o parte, şi intensitatea cîmpului magnetic, H, pe de altă parte, să fie liniară (o dreaptă). La materialele *feromagnetice*, însă, dependenţa respectivă se prezintă în forma cunoscută sub denumirea de curbă sau buclă de histerezis magnetic, în figura 1 ilustrîndu-se curba de histerezis magnetic corespunzătoare tuturor materialelor feromagnetice.

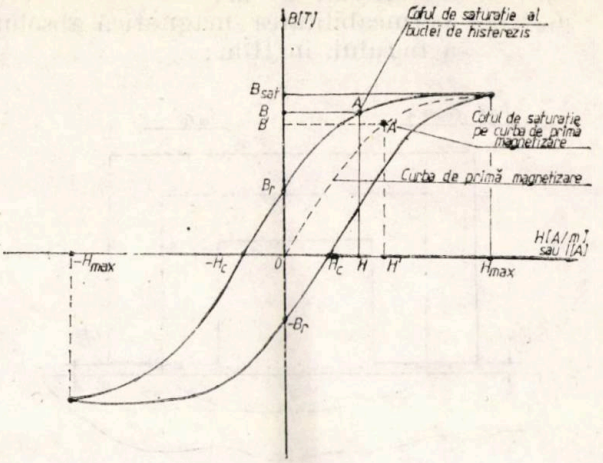


Fig. 1. Curba de histerezis magnetic.

Din punctul de vedere al controlului magnetic nedistructiv, materialele feromagnetice pot fi mai mult sau mai puţin uşor magnetizate şi, ca atare, pot avea bucle de histerezis *înguste* (cu suprafaţă mică) sau *late* (cu suprafaţă mare). Evident, aria suprafeţei formate de către bucla de histerezis este strict corelată cu energia care se pierde sub formă de căldură.

În condiţiile aparatului EXAPULMAG-01, determinarea curentului electric de conducţie, care străbate bobinele jugului magnetic în timpul funcţionării, poate fi exprimată pornind de la expresiile fluxului magnetic fascicular, şi anume:

$$\Phi_f = BA = \frac{NI}{R_m}, \text{ [Wb]}, \qquad (1)$$

în care:

B este inducţia magnetică din circuitul magnetic, în T;

A — aria secţiunii transversale a circuitului magnetic, în m^2;

N — numărul de spire al bobinei;

I — intensitatea curentului electric de conducţie prin bobină, în A;

R_m — rezistenţa magnetică (reluctanţa) circuitului magnetic, în A/Wb,

formula de calcul pentru R_m fiind:

$$R_m = \frac{l_{mFe}}{\mu_{Fe}A} + \frac{l_0}{\mu_0 A} = \frac{1}{\mu_0 A}\left(\frac{l_{mFe}}{\mu_{rFe}} + l_0\right), \left[\frac{A}{Wb}\right], \quad (2)$$

în care:

l_{mFe} este lungimea medie prin fier a circuitului magnetic, în m (fig. 2);

$l_0 = 2\delta_0$ — lungimea medie prin aer a circuitului magnetic, în m (fig. 2);

δ_0 — intrefierul, în m;

μ_{Fe} — permeabilitatea magnetică absolută a fierului, în H/m;

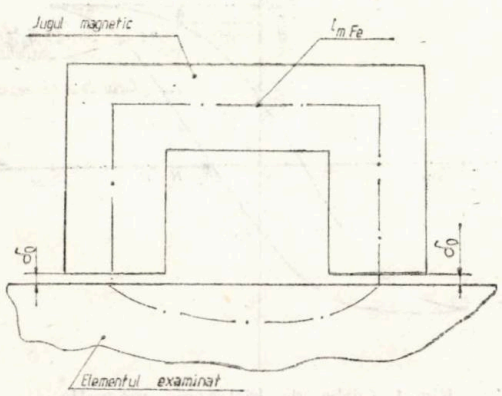


Fig. 2. Circuitul magnetic, realizat de către jugul magnetic și elementul examinat.

$\mu_0 = 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$ — permeabilitatea magnetică în vid, în H/m;

μ_{rFe} — permeabilitatea magnetică relativă a fierului.

Substituind (2) în (1), se obține intensitatea curentului electric de conducție prin bobinajul jugului magnetic, respectiv:

$$I = B \frac{\frac{l_{mFe}}{\mu_{rFe}} + l_0}{4 \cdot \pi \cdot 10^{-7} N}, \ [A] \quad (3)$$

sau:

$$I = \frac{R_m B A}{N}, \ [A]. \quad (4)$$

Pentru circuitul magnetic realizat numai din material magnetic, se pot scrie expresiile:

$$I = \frac{l_{mFe} B}{\mu N}, \ [A]; \quad (5)$$

$$B = \mu H, \ [T], \quad (6)$$

rezultînd:

$$I = \frac{l_{mFe} H}{N} = kH. \quad (7)$$

Prin urmare, pe abscisa curbei de histerezis magnetic (fig. 1) se poate citi, direct, curentul I care trebuie să circule prin bobinele jugului magnetic.

Observații

1. Mărimea $k = l_{mFe}/N$ este o caracteristică a fiecărui jug magnetic în parte. **2.** Permeabilitatea $\mu = B/H = \text{const.}$ caracterizează materialul magnetic numai pînă la cotul de saturație (punctul A' pe curba de primă magnetizare a oțelului examinat, fig. 1). Pentru valori mai mari ale lui H, întrucît curba de histerezis devine neliniară, permeabilitatea magnetică $\mu = B/H$ se atenuează, tinzînd către valoarea minimă $\mu_{min} = B_{sat}/H_{max}$. **3.** Din analiza dependențelor (5)—(7) rezultă că, pentru un B necesar, I depinde de natura materialului μ, de forma și dimensiunile circuitului magnetic (l_{mFe} și l_0 sau δ_0) și, de asemenea, de numărul spirelor bobinajului N.

Aparatul EXAPULMAG-01, prezentat în figura 3, permite examinarea nedistructivă cu pulberi magnetice, în condiții optime, a unei game sortimentale foarte largi de oțeluri, utilizate în industria constructoare de mașini.

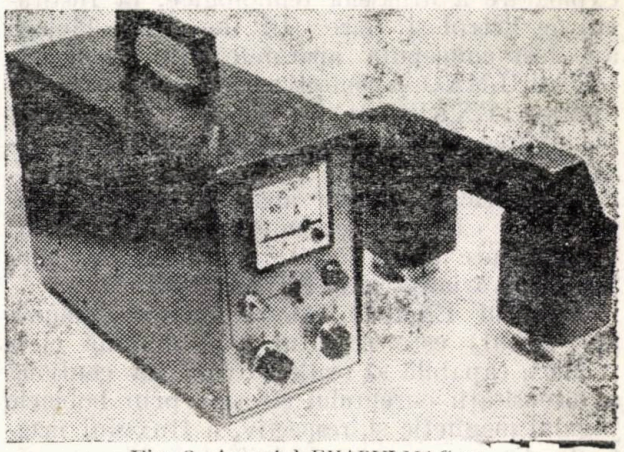


Fig. 3. Aparatul EXAPULMAG-01.

Aparatul EXAPULMAG-02 (fig. 4) constituie o variantă constructiv simplificată a aparatului EXAPULMAG-01. Realizat și omologat la

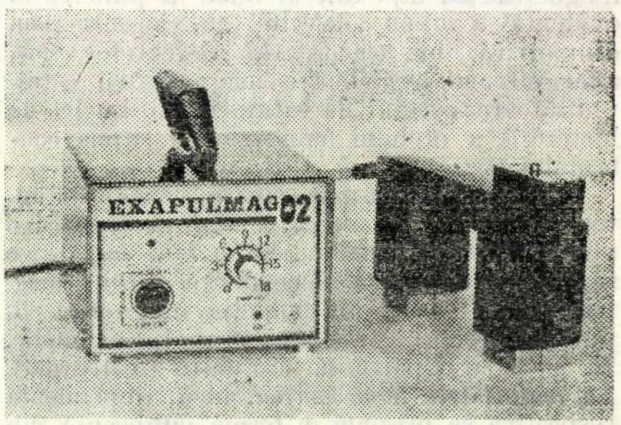


Fig. 4. Aparatul EXAPULMAG-02.

Institutul de Petrol și Gaze Ploiești, aparatul EXAPULMAG-02 are avantajul de a fi foarte ușor și comod în exploatare, însă, spre deosebire de EXAPULMAG-01, variația cîmpului magnetic din elementul supus controlului nu mai poate fi realizată în mod continuu, ci *în două trepte.*

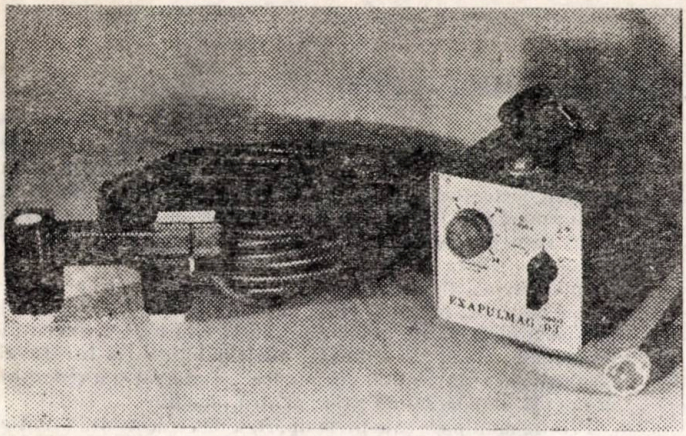


Fig. 5. Aparatul EXAPULMAG-03.

Ca automatizare, aparatul este prevăzut numai cu blocul de temporizare, care asigură păstrarea unui regim de lucru constant pe parcursul lucrării, prin repetarea precisă, ori de cîte ori este nevoie, a timpului de magnetizare. Blocul respectiv de temporizare, evident, ușurează mult munca tehnicianului care efectuează controlul.

Aparatul EXAPULMAG-03 (fig. 5), preluat ca idee constructivă de la Institutul de Petrol și Gaze (I.P.G.) Ploiești, a fost proiectat și realizat ca atare în conformitate cu normele tehnice ale Întreprinderii de Prototipuri și Elemente de Automatizare (I.P.E.A.) Ploiești. Aparatul respectiv are aceleași dotări ca și EXAPULMAG-02.

În tabelul 1 sînt prezentate, spre comparație, caracteristicile tehnice ale aparatelor de tip EXAPULMAG și cele corespunzătoare aparatelor similare produse de firme consacrate pe plan internațional.

Tabelul 1

Tabelul comparativ al caracteristicilor tehnice

Nr. crt.	Denumirea aparatului	Firma, țara	Caracteristicile tehnice						Observații
			F, în N	H sau B	M_j, în kg	M_t, în kg	Distanța între poli	U, în V	
1	Aparat cu magnet permanent	Helling,R.F.G.	—	—	—	—	—	—	F are o valoare mai mică de 25 N
2	HAM 5	Helling, R.F.G.	70	50...110Oe	3,4	15	165	220/110	F și M_j nu sînt menționate în prospecte, ele fiind determinate experimental
3	UM 1	Helling, R.F.G.	100	—	4,3	—	—	220/42	
4	UM 7	Helling, R.F.G.	100	—	4,3	—	—	220	
5	BEAD-MAGNA B-11	Helling, R.F.G.	—	200 Oe	4,8	—	—	380	Jugul magnetic este cu patru poli
6	Y-6	Magnaflux, Anglia	180	400 ... 7000 Gs	3,5	—	0...50	—	B a fost determinat cu polii în contact
7	EXAPULMAG-01	I.P.G. Ploiești, România	590	10 880 Gs 103 Oe	4,5	19,5	170	220/42	
8	EXAPULMAG-02	I.P.G. Ploiești, România	70/130	10 880 Gs 103 Oe	2,3	9,3	142	220/24/16	
9	EXAPULMAG-03	I.P.E.A. Ploiești, România	25/45	—	2,3	13	142	220/24/16	F este asigurat la cererea beneficiarului

Semnificația notațiilor :

F este forța de ridicare a jugului magnetic, în N;
M_j — masa jugului magnetic, în kg;
M_t — masa totală a trusei, în kg;
U — tensiunea de lucru, în V;
H — intensitatea cîmpului magnetic, în Oe;
B — inducția magnetică, în Gs.

ELIZA LEONIDA ZAMFIRESCU (1887 — 1973)

La 10 noiembrie 1987, s-au împlinit 100 de ani de la naşterea, la Galaţi, a celei care a fost prima femeie inginer din Europa şi care, timp de 42 de ani, a condus laboratoarele Institutului Geologic şi ale Comitetului Geologic.

Singura manifestare a acestui centenar a fost o slujbă religioasă oficiată la Catedrala Sf. Iosif din Bucureşti, de episcopul Ion Robu, la data de 10—XI—1987. Acest requiem a fost anunţat prin mica publicitate a ziarului România liberă şi numai urmare a unor intervenţii s-au putut scrie cuvintele „prima femeie inginer din Romania şi din Europa", dar cu nici un preţ nu s-a admis chimistă (!!).

Tatăl său Anastase Leonida — fost ofiţer de carieră şi mama — Matilda Gill — fiica unui inginer de origine franceză, căsătorit cu o româncă din Reghin, au locuit la Huşi.

A făcut parte dintr-o familie numeroasă, avînd 11 fraţi, dintre care cei ajunşi la maturitate şi-au afirmat personalitatea: Dimitrie Leonida a devenit inginer energetician, — o ilustră figură a tehnicii româneşti, un frate a devenit sculptor, unul general, trei surori profesoare.

A urmat şcoala primară la Galaţi şi liceul la Şcoala Centrală de Fete din Bucureşti, unde şi-a format un ideal — acela de a deveni inginer chimist, pe care l-a urmărit cu perseverenţă pînă la realizare.

Avînd un bacalaureat clasic, face un prim pas prin a da examene de diferenţă pentru a absolvi şi secţia reală, la Liceul Mihai Viteazu. Datorită prejudecăţilor vremii, la Şcoala de drumuri şi poduri, care mai tîrziu a devenit Şcoala Politehnică din Bucureşti, nu a fost admisă ca studentă. Înfruntînd toate piedicile, pleacă la Berlin în anul 1909 şi se înscrie la Academia Regală Tehnică din Berlin, devenind prima studentă a acestui aşezămînt, pe care îl absolvă în 1912. Diploma sa, tradusă şi legalizată, a fost redactată astfel: „Domnişoara Eliza Leonida, din Galaţi, titlul de inginer diplomat, după ce a depus examenul pentru diploma Facultăţii de chimie şi metalurgie, conform regulamentului pentru examene de diplomă, la 20 ianuarie 1920, cu specialitatea chimie".

Reîntoarsă în patrie, este angajată la Institutul Geologic, iniţial ca asistentă extrabugetară.

În timpul primului război mondial desfăşoară o intensă activitate în cadrul organizaţiei „Crucea Roşie"; i se încredinţează chiar conducerea unor spitale de campanie în apropiere de Mărăşeşti şi este decorată cu ordine şi medalii româneşti şi străine. În anul 1918 se căsătoreşte cu C. Zamfirescu, inginer, doctor în chimie, fratele scriitorului Duiliu Zamfirescu.

Revenind la activitatea profesională în anul 1920, la Institutul Geologic, activează aici pînă la 1 mai 1963, ieşind la pensie la vîrsta de 75 de ani.

În lunga sa activitate s-a preocupat de analize de ape potabile şi minerale, petrol şi gaze, cărbuni, bitumine solide, roci de construcţie şi de prepararea minereurilor. A executat numeroase studii de sinteză, unele publicate la Institutul Geologic, în seria „Studii economice". A studiat şi a redactat norme şi standarde de stat pentru analize.

Printre multiplele sale preocupări, a dat o deosebită atenţie formării personalului, ocupîndu-se atît de tineri chimişti, cît şi de laboranţi şi muncitori, contribuind la ridicarea nivelului lor ştiinţific şi profesional prin cursuri şi îndrumări zilnice.

Ca profesoară de fizico-chimice la liceul Pitar Moş, din Bucureşti, a reuşit să se apropie sufleteşte de elevele sale, cărora le-a lăsat o amintire neştearsă şi le-a insuflat dragostea pentru ştiinţă.

A făcut parte din Asociaţia internaţională a femeilor universitare, aducînd o contribuţie esenţială privind cunoaşterea activităţii femeilor din România. A ţinut numeroase prelegeri de popularizarea ştiinţei. În calitate de preşedinte al Comitetului de luptă pentru pace din Institutul Geologic, luînd atitudine faţă de înarmarea atomică, adresează comisiei de dezarmare de la Lancester House din Londra un protest competent şi justificat, insistînd asupra pericolului armei atomice. Această intervenţie a fost comunicată oficial la ONU. În ziarul „Românul American" nr. 14 din 8 martie 1960, apare un articol omagial privind viaţa şi munca Elisei Leonida Zamfirescu, în care se referă şi la viaţa sa exemplară de familie, ca soţie şi mamă a doi copii.

La 25 noiembrie 1973, în vîrstă de 85 de ani, a încetat din viaţă aceea care a fost prima femeie inginer din Europa, o ilustră personalitate ştiinţifică, care şi-a dedicat întreaga viaţă slujindu-şi cu dragoste Patria, contribuind prin munca sa la cunoaşterea şi valorificarea resurselor subsolului românesc.

Geolog **M. Olteneanu**

Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de Informare Documentară pentru Industria Minieră, Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector I, cod 71104, C.P. 22 — 146, telefon 59.29.75.
Tiparul: Întreprinderea Poligrafică „Universul", str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti.

Grafica: A. Socaciu

Preţul: 13 lei/exemplar

c. 2018

43 103

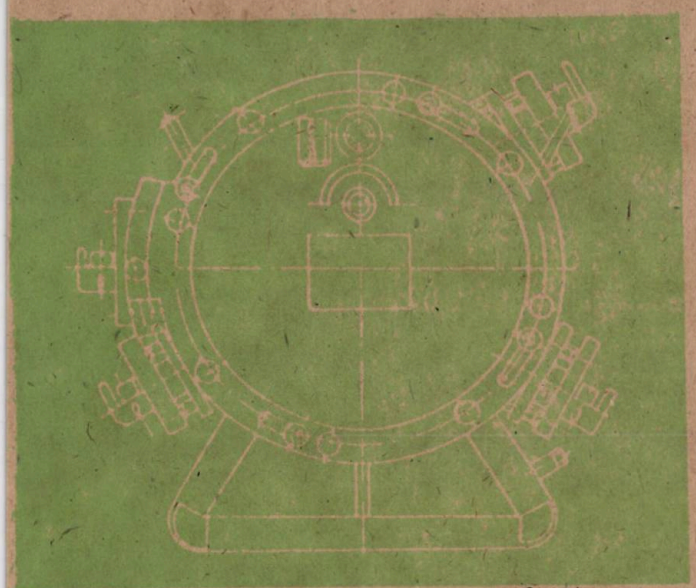
ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR

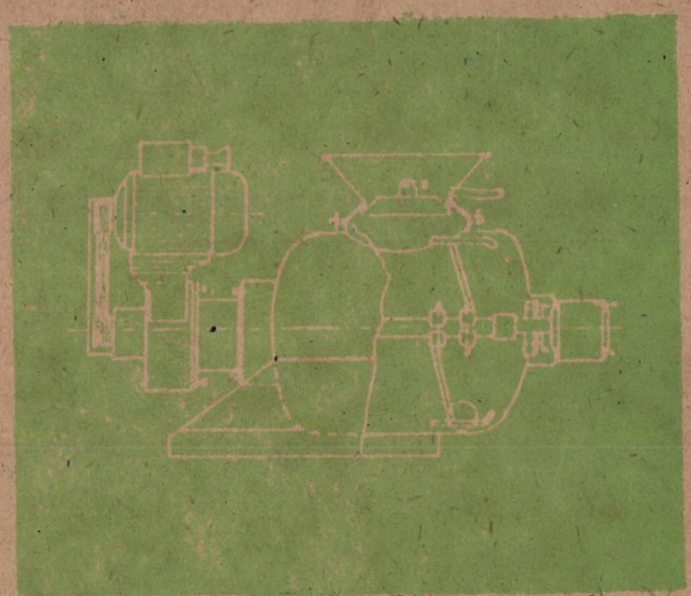
MINISTERUL MINELOR - COMBINATUL MINIER VALEA JIULUI

INTREPRINDEREA DE PIESE DE SCHIMB REPARATII UTILAJE SI ECHIPAMENTE ELECTROTEHNICE MINIERE PETROSANI

IPSRUEEM PETROSANI, str. Lunca nr. 115, tel. 44902, 43962, 44462
interior 120, cont 30.12.7.14.01 B.N.Petroşani, telex 032814

execută:





APARAT PENTRU CONTROLUL PERMANENT AL REZISTENTEI DE IZOLATIE TIP ACRI-2AG

Aparatele tip ACRI-2N şi ACRI-2AG pot funcţiona în următoarele condiţii de mediu:

- temperatura mediului ambiant, -10...+67°C;
- umiditatea relativă a mediului, 95 + 3%;
- presiunea atmosferică, 700 - 1100 mbar.

Caracteristici tehnice:

- tensiunea de alimentare ACRI-2N, 127 V şi 220 V, 50 Hz;
- tensiunea de alimentare ACRI-2AG, 127 V sau 380 V, 50 Hz;
- capacitatea faţă de pământ a reţelei controlate, max. 2,2 M/Farad;
- puterea consumată, max. 16 VA;
- intensitatea curentului de măsură, max. 0,5 mA;
- numărul pragurilor de control izolaţie, 3 (S,B,D);
- domeniul de reglaj al pragurilor de acţionare, 1 - 100 kohmi.

Caracteristici constructive:

- grad de protecţie, IP 54;
- protecţie antigrizutoasă - ACRI-2AG, Exd (ia) I;
  - ACRI-2N, Exial (numai pentru circuite de măsură).

INSTALATIE DE MALAXARE SI REFULARE A MORTARELOR CU PRIZA RAPIDA TIP MIXOCRET

Domeniu de utilizare:

- malaxarea şi refularea mortarelor utilizate la lucrările miniere din subteran, respectiv la construcţiile industriale de la suprafaţă.

Caracteristicile tehnice principale:

	Varianta I	Varianta II
- acţionarea cu motor	electric	pneumatic
- puterea	5,5 kW	20 CP
- turaţia motorului	750 rot/min	750 rot/min
- turaţia axului de malaxare	48 rot/min	48 rot/min
- volumul recipientului	0,4 m	0,4 m³
- refularea mortarului	cu aer comprimat	
- înălţimea maximă de refulare (la pres.6 bar)	H - 10 m	
- distanţa de refulare pe orizontală	L - 100 m	
- dimensiuni	1710x800x1285 m (fără platforma de transport)	

MINISTERUL MINELOR
CENTRALA MINEREURILOR BAIA MARE

UZINA DE UTILAJ MINIER ŞI REPARAŢII

U.U.M.R. BAIA MARE, str. Forestierului nr. 213, telefon 15340, telex 33275

Produce şi livrează pe bază de comandă fermă:

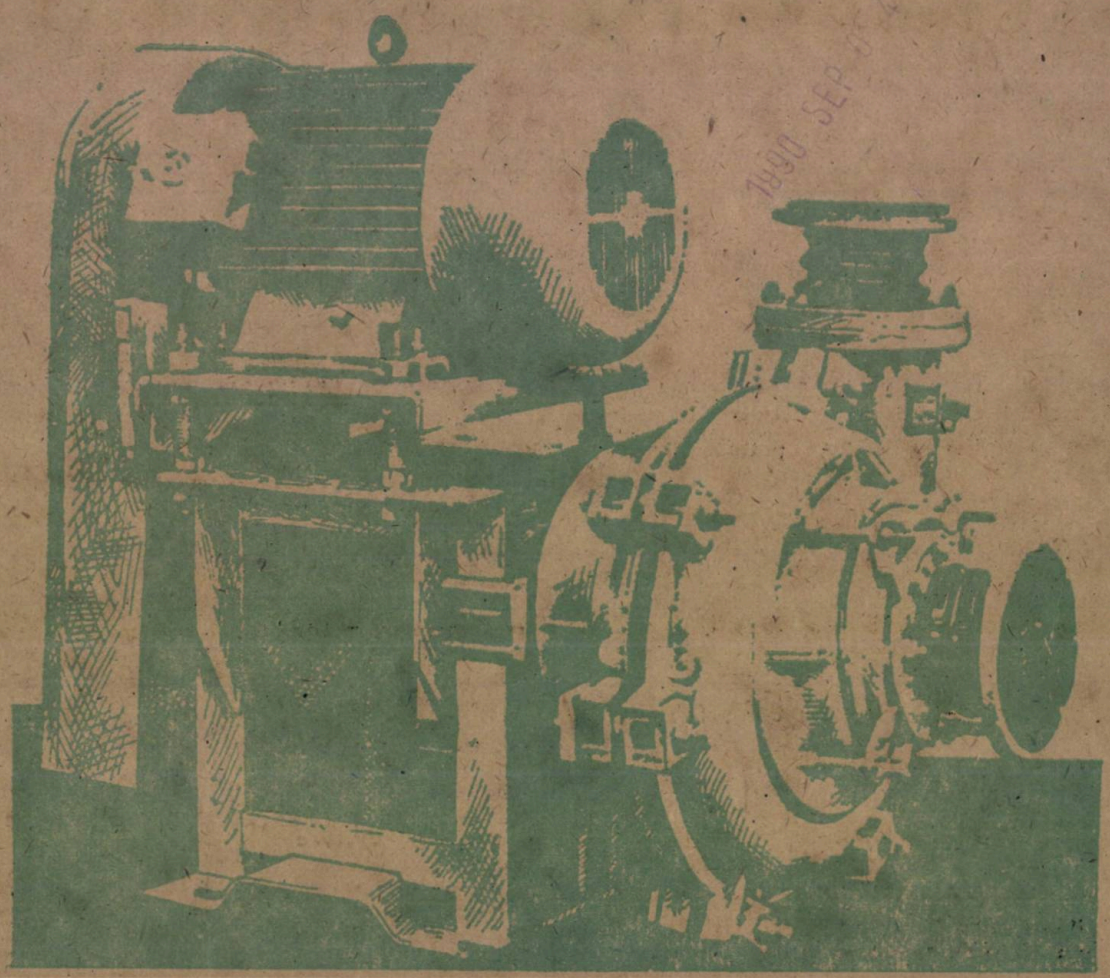
UTILAJE PENTRU INDUSTRIA MINIERA:

- perforatoare grele PG-80;
- motoare pneumatice cu piston MP-3 şi lamelare L-12;
- colivii de extracţie mono, bi şi trietajate;
- vagoneţi autobasculanţi de 1,5 m^3.

UTILAJE PENTRU UZINELE DE PREPARARE:

- pompe de tulbureală cauciucate cu debite 50...600 m^3/h şi înălţimi de refulare 10...43 m;
- celule de flotare cu insuflare de aer şi cu autoaeraţie de 3 m^3;
- hidrocicloane cauciucate Ø 150, 300, 450 mm;
- agitatoare cauciucate 3,5 şi 10 m.

PIESE DE SCHIMB SI REPARATII DE UTILAJE MINIERE



E 1445

MINE PETROL GAZE

BUCUREŞTI - ROMÂNIA • Vol. 41, aprilie 1990 4

CENTRALA GAZULUI METAN

ÎNTREPRINDEREA MECANICĂ GAZ METAN MEDIAȘ

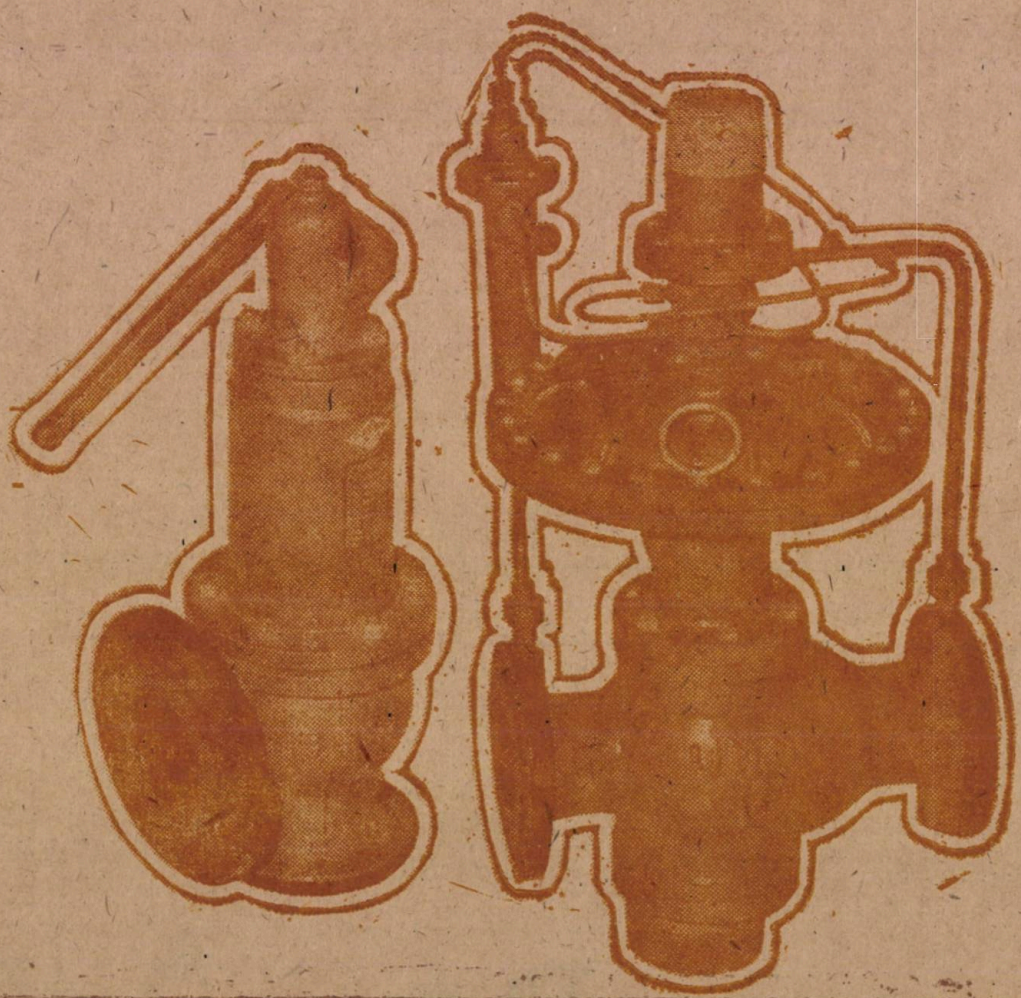
ÎNTREPRINDEREA MECANICĂ GAZ METAN MEDIAȘ
ÎNTREPRINDEREA MECANICĂ GAZ METAN MEDIAȘ
ÎNTREPRINDEREA MECANICĂ GAZ METAN MEDIAȘ

IMGM

OFERĂ BENEFICIARILOR UTILAJE COMPLEXE ȘI PRODUSE CU CARACTER DE NOUTATE PENTRU INDUSTRIA DE PETROL ȘI GAZE:

- cuptor cu flacără directă pentru stații de uscare gaze de 300.000 și 600 000 kcal;
- unitate de producție bloc, automatizată, tip UP-700x64;
- robinet cu sertar paralel acționat pneumohidraulic Dn 400 mm, Pn 64 bar;
- filtru cu autocurățire pentru gaze, Dn 300 mm, Pn 64 bar;
- pompă de înaltă presiune, Q=70 l/min; Pn 500 bar;
- instalație de uscare gaze cu dietilenglicoli.

IMGM MEDIAȘ, str. Aurel Vlaicu nr. 35 A, telefon 15854



MINE, PETROL ŞI GAZE

ANUL XLI
Nr. 4 1990

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

MUSZAKI INFORMÁCIÓS SZOLGÁLAT

CUPRINS

Medveş, E. **Determinarea prin măsurări indirecte „in situ" a presiunii miniere ce acţionează asupra secţiilor de susţinere mecanizată în abatajele minelor de lignit** 157

Crăciun, A. **Optimizarea parametrilor metodei de exploatare prin modelare economico-matematică** 167

Ţiplea, V., Mic, E., Fekete, S. **Modernizarea redresoarelor de încărcare a bateriilor de acumulatoare pentru locomotivele de mină** 174

Bardocz, V., Dobrescu Elena **Realizarea unui filtru de reţinere a gazelor interferente măsurării oxidului de carbon cu detectoare colorimetrice** 176

Paraschiv, D. **Consideraţii asupra prezenţei capcanelor de hidrocarburi neclasice în preneojurasicul Platformei moesice** 178

Iordache, G., Avram, L., Tocan, D. **Burlane de tubaj din beton armat — problemă de viitor privind consolidarea găurilor de sondă cu diametre mari** 182

Anghel, Al., Grigore, N. **Determinarea duratei le serviciu a conductelor calde** 186

Pavel, A. **Distrugerea brizantă a unei baterii mobile de recipiente-butelii pentru alimentarea autovehiculelor şi tractoarelor cu gaz metan comprimat (I)** 191

Savu, C., Neagoe, Şt., Brebeanu, Gh. **Studii asupra hidrogenării unor uleiuri vegetale. Hidrogenarea uleiului de ricin** 203

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte : ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu** ; vicepreşedinţi : dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru** ; membri : ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing. **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Gâf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Mărăscu**, ing. **Ion Mitrea**, dr. ing. **Florea Neagu**, ing. **Nicolae Pantiiie**, ing. **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, dipl. univ. **Elena Vrânceanu**, redactor.

REZUMATE

C.Z. 622.831.24 : 622.285

Medveş, E. *Determinarea prin măsurări indirecte „in situ" a presiunii miniere ce acţionează asupra secţiilor de susţinere mecanizată în abatajele minelor de lignit*

Se detaliază legea de convertire a presiunii lichidului din cilindrii hidraulici ai stîlpilor portanţi în presiune minieră distribuită pe grinda (cozorocul), scutul şi talpa susţinerii, precum şi o serie de consideraţii şi aplicaţii a acestei metode.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.27 : 622.023.2

Crăciun, A. *Optimizarea parametrilor metodei de exploatare prin modelare economico-matematică*

Sînt analizate principiile generale de construire a modelelor economico-matematice, minimizarea consumului de muncă, minimizarea costurilor de producţie şi criteriile de alegere a variantelor optime de exploatare în carierele de roci stîncoase şi implicaţiile asupra mediului înconjurător.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.625.28

Ţiplea, V., Mic, E., Fekete, S. *Modernizarea redresoarelor de încărcare a bateriilor de acumulatoare pentru locomotivele de mină*

Sînt prezentate rezultatele obţinute în acţiunea de modernizare a redresoarelor de încărcare existente în dotarea minelor prin utilizarea de subansamble tipizate de producţie românească.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.464

Bardocz, V., Dobrescu Elena *Realizarea unui filtru de reţinere a gazelor interferente măsurării oxidului de carbon cu detectoare colorimetrice*

Sînt redate rezultatele cercetărilor privind elaborarea sistemului de reţinere a gazelor interferente cu materiale fabricate în ţară.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.323

Paraschiv, D. *Consideraţii asupra prezenţei capcanelor de hidrocarburi neclasice în preneojurasicul Platformei moesice*

Autorul analizează prezenţa capcanelor de hidrocarburi neclasice în cadrul intervalului stratigrafic Ordovician (eventual şi Cambrian) — Dogger inclusiv.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.245./2

Iordache, G., Avram, L., Tocan, D. *Burlane de tubaj din beton armat — problemă de viitor privind consolidarea găurilor de sondă cu diametre mari*

Pe baza experienţei de la sondele tubate cu burlane metalice, se prezintă un model propriu de dimensionare şi verificare la rezistenţă a coloanelor din beton armat.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 620./12

Anghel, Al., Grigore, N. *Determinarea duratei de serviciu a conductelor calde*

Autorii stabilesc o metodologie completă pentru calculul la fluaj al conductelor calde şi al duratei de serviciu a acestora, fapt ce permite obţinerea unor soluţii tehnice judicioase cu efecte pozitive asupra economiei de materiale şi prelungirea duratei de funcţionare a conductelor.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.692.21

Pavel, A. *Distrugerea brizantă a unei baterii mobile de recipiente-butelii pentru alimentarea autovehiculelor şi tractoarelor cu gaz metan comprimat (I)*

Se sintetizează o prezentare generală şi se expun constatările preliminare. În anexă se redă calculul temperaturii gazelor refulate de compresorul staţiei de distribuţie-alimentare.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 665. 128.1 : 665.334

Savu, C., Neagoe, Şt., Brebeanu, Gh. *Studii asupra hidrogenării unor uleiuri vegetale. Hidrogenarea uleiului de ricin*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

CONTENTS

C.Z. 622.831.24 : 622.285

Medveş, E. *The determination of mining pressure on sections of powered supports in lignite stopes, by in situ indirect measurements*

The law regarding the conversion of liquid pressure in hydraulic cylinders of portant pillars in distributed mining pressure on the support girder, shield and shoe is detailed, as well as a series of considerations and applications of this method.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.27 : 622.023.2

Crăciun, A. *The optimisation of method parameters by economico-mathematical modellation*

The general principles of building economico-mathematical models are analysed, as well as the minimalisation of work force, production costs and the criteria for the choosing of optimum variants for the mining of rock quarries; the implications on the environment.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.625.28

Ţiplea, V., Mic, E., Fekete, S. *The modernisation of loading rectifiers of batteries for mining locomotives*

The results achieved so far in the modernization of loading rectifiers in mines are presented, by making use of Romanian made subassemblies.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.464

Bardocz, V., Dobrescu Elena *The making of a gas filter when measuring carbon oxide by means of calorimetric detectors*

The results of research work regarding the elaboration of a gas retaining system with Romanian made materials.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.323

Paraschiv, D. *Some considerations concerning the presence of non-classical hydrocarbon traps in the Moesic platform of Pre-neojurasic*

The author analyses the presence of non-classical hydrocarbon traps within the Ordovician stratigraphic interval, Dogger included.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.245/2

Iordache, G., Avram, L., Tocan, D. *Reinforced concrete casing pipes — a future problem concerning the consolidation of large diameter boreholes*

On the basis of experience from wells with metallic pipes, a special model for the resistance dimensioning and checking of reinforced concrete tubing is presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 620/2

Anghel, Al., Grigore, N. *The determination of warm pipes service time*

The authors establish a complete methodology for the flow calculation of warm pipes and their service, time, which allows for the finding of judicious technical solutions, having positive effects on the saving of materials and on the lifetime of pipes.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.692.21

Pavel, A. *The shattering of some mobile set of bottle recipients, for the fueling of tractors and vehicles with compressed gas* (I)

A general presentation is detailed and the preliminary findings are outlined. In the annex the calculation of the temperature of gases upset by the feeding station compressor is presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

СОДЕРЖАНИЕ

УДК 622.831.24: 622.285

Медвеш, Е. *Определение, косвенными измерениями in situ горного давления, действующего на секции механизированных крепей, в забоях лигнитных шахт*

Детально представлены закон преобразования давления жидкости в гидроцилиндрах несущих стоек в горное давление, распределенное на балке (козороке), щите и лыжах крепи, а также ряд соображения и применения этого метода.

Ключевые слова: измерение, давление, механизированная крепь, лигнитная шахта, метод.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

УДК 622.27: 622.023.2

Крэчун, А. *Оптимизация параметров метода разработки экономико-математическим моделированием*

Анализированы общие принципы построения экономико-математических моделей, минимизация трудового расхода, стоимостей производства и критерии выбора оптимальных вариантов разработки на карьерах в скальных породах и последствия для окружающей среды.

Ключевые слова: оптимизация, разработка, моделирование, производство, расход, вариант.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

УДК 622.625.28

Ципля, В., Мик, Э., Фекете, С. *Модернизирование выпрямителей для аккумуляторных батарей для шахтных локомотивов*

Представлены полученные результаты при модернизации выпрямителей находящихся в шахте, использованием типовых узлов румынского производства.

Ключевые слова: выпрямитель, шахтный локомотив, модернизация, производство, результат.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

УДК 622.464

Бардоч, В., Добреску Елена *Построение фильтра для задержания интерферированных газов при измерения окиси углерода колориметрическими детекторами*

Представлены результаты исследования для разработки системы задержания интерферированных отечественными материалами.

Ключевые слова: фильтр, интерферация, газ, окись углерода, измерение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

УДК 622.323

Параскив, Д. *Соображения о присутствии неклассических углеводородных ловушек в Пренеоюрасе Мёзской платформы*

Автор анализирует присутствие неклассических углеводородных ловушек в стратиграфическом интервале

вика (эвентуально и кембрийского) — включительно Доггера.

Ключевые слова: углеводород, довушка, ская платформа, Ордовик, Доггер.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

УДК 622.245.12

Йордаке, Г., Аврам, Л., Токан, Д. *Обсадочные трубы из железобетона — вопрос будущего в связи с закреплением скважин больших диаметров*

На основе приобретенного опыта на скважинах металлическими обсадочными трубами представлена модель для установления размеров и испытания прочности труб из железобетона.

Ключевые слова: обсадочная труба, железобетон, закрепление, модель, прочность.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

УДК 620.12

Ангел, Ал., Григоре, Н. *Определение срока службы тёплых трубопроводов*

Авторы устанавливают полную методику расчёта на ползучести тёплых трубопроводов и срока службы, то что обеспечивает получение обоснованных технических решений с благоприятным эффектом на экономию материалов и на продолжительность работы трубопроводов.

Ключевые слова: срок службы, трубопроводы, техническое решение, эффект, экономия, материал.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41 nr. 4, 1990

УДК 622.692.21

Павел, А. *Бризантный разрыв подвижного комплекта резервуаров-баллонов для заправления автомобилей и тракторов сжатым болотным газом (I)*

Представлены общие данные и предварительные соображения. В приложении дан расчёт температуры высаженных газов компрессором станции распределения-заправления.

Ключевые слова: разрыв, резервуар-баллон, заправление, болотный газ, температура, компрессор.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

SOMMAIRE

C.Z. 622.831.24 : 622.285

Medveş, E. *La détermination par des mesurages indirèctes in situ de la pression minière qui actionne sur les sections des soutènements marchants dans les abattages des mines de lignite*

On détaille la loi de la convertion de la pression du liquide des cylindres hydrauliques des piliers portants de pression minière distribuite sur le poutre, le bouclier et la semelle du cadre de boisage, de même qu'une série de considérations et appliquations de cette méthode.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.27 : 622.023.2

Crăciun, A. *L'optimisation des paramètres de la méthode d'exploitation par le modélage économique-mathémathique*

On analyse les principes généraux de construction des modèles économique-mathémathique, la minimisation de la consommation de travail, la minimisation des coûts de production et les critères de choix des variantes optimes d'exploitation dans les carrières de roches et les implications sur le milieu entourant.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.625.28

Ţiplea, V., Mic E., Fekete, S. *La modérnisation des redresseurs de charge des batteries d'accumulateur pour les locomotives de mine*

On présente les résultats obtenus dans l'action de modérnisation des redresseurs de charge qui existent dans la dotation des mines par l'utilisation des sous-ensembles typisés de fabrication roumaine.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.464

Bardocz, V., Dobrescu Elena *La réalisation d'un filtre de retention des gaz intérférents au mesurage de l'oxyde de charbon avec des détecteurs colorimétriques*

On présente les résultats des recherches concernant l'élaboration du système de rétention des gaz intèrférents avec des matériaux fabriqués en Roumanie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.323

Paraschiv, D. *Considérations sur la présence des trappes à hydrocarbures non-classiques dans le pré-néojurasique de la Platforme moesique*

L'auteur analyse la présence des trappes à hydrocarbures nonclassiques dans le cadre de l'intèrvale stratigraphique Ordovicien (éventuellement Cambrien aussi) — ci-inclu le Dogger.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.245/2

Iordache, G., Avram, L., Tocan, D. *Tubes de cuvelage en béton armé — problème d'avenir concernant la consolidation des trous de mine à grand diamètre*

En base de l'experience concernant les puits tubés à tubes de cuvelage, on présente un modèle propre de dimmensionnement et de vérification à la résistance des colonnes en béton armé.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 620.12

Anghel, Al., Grigore, N. *La détermination de la durée de service des conduites chaudes*

Les auteurs établissent une méthodologie complète pour le calcul au fluage des conduites chaudes et de la durée de service de celles-ci, ce qui permet l'obtention de certaines solutions téchniques justes avec des effets positives sur l'économie de matériels et le prolongement de la durée de fonctionnement des conduites.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.692.21

Pavel, A. *La destruction brisante d'une batterie mobile de réeipients — bouteille pour l'alimentation des véhicules et des tracteurs à gaz méthane comprimé (I)*

On fait la synthèse d'une présentation générale et on expose les constatations préliminaires. Dans l'annexe on présente le calcul de la température des gaz réfoulés par le compresseur de la station de distribution — alimentation.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

INHALT

C.Z. 622.831.24 : 622.285

Medveș, E. *Bestimmung durch indirekte, „in situ" Messungen des Gebirgsdrucks welcher auf die maschinellen Ausbaueinheiten in den Lignitstreben wirkt*

Ausführlich vorgestellt wird das Konversionsgesetz des Drucks der hydraulischen Flüssigkeit der Zylinder der Tragstempel in Gebirgsdruck, welcher auf die Kappe, den Schild und die Schwelle des Ausbaus verteilt wird, sowie eine Reihe von Betrachtungen und Anwendungen dieser Methode.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.27 : 622.023.2

Crăciun, A. *Optimierung der Parameter einer Abbaumethode durch ökonomisch — mathematische Modellierung*

Überprüft werden die allgemeinen Bildungsprinzipien der ökonomisch — mathematische Modelle, die Minimierung des Arbeitsaufwands, die Minimierung der Arbeitskosten und die Wahlkriterien für die optimalen Abbauvarianten in den Fellssteintagebauen und die umweltliche Einwirkungen.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.625.28

Țiplea, V., Mic E., Fekete, S. *Modernisierung der Ladeeinrichtungen für die Akkumulatorenbatterien der Grubenlokomotiven*

Vorgestellt werden die Ergebnisse welche in der Modernisierung der in der Ausstattung der Gruben vorhandenen Ladeeinrichtungen durch Anwendung von typisierten Unterbauteile rumänischer Herstellung.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.464

Bardocz, V., Dobrescu Elena *Entwicklung eines Filters für die Rückhaltung der, in den Kohlenoxydmessungen mit kolorimetrischen Detektoren, interferierenden Gase*

Vorgestellt werden die Ergebnisse betreffend die Entwicklung des Rückhaltungssystems für interferierende Gase aus im Lande hergestellten Materialien.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.323

Paraschiv, D. *Betrachtungen über die Ann... unklassischen Kohlenwasserstoffauffänger der Vor... der Moesischen Tafel*

Der Verfasser überprüft die Anwesenheit der unklass... Kohlenwasserstoffauffänger im Rahmen des stratigraphis... Bereichs Ordovizium (eventuell Kambrium) — Dogger e... schliesslich.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.245/2

Iordache, G., Avram, L., Tocan, D. *Verrohrungslutten aus Stahlbeton — ein Problem der Zukunft betreffend die Konsolidierung der Bohrlöcher grosser Durchmesser*

Auf Grundlage der bei den mit metallischen Lutten verrohrten Bohrungen erhaltenen Erfahrung wird ein eigenes Model für die Dimensionierung und Festigkeitsprüfung der Stahlbetonrohrfahrten vorgestellt.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 620.12

Anghel, Al., Grigore, N. *Festlegung der Dienstlebensdauer der warmen Rohrleitungen*

Die Verfasser legen eine komplette Methodologie für die Kriechenberechnung der warmen Rohrleitungen und deren Dienstlebens dauer, wodurch die Erreichung von vernunftigen technischen Lösungen mit positiven Einwirkungen aus die Materialeinsparungen und die Verlängerung der Betriebsdauer der Rohrleitungen ermöglicht werden.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

C.Z. 622.692.21

Pavel, A. *Sprengende Zerstörung einer fahrbaren Batterie von Behälter — Flaschen für die Zuführung von komprimiertem Methangas an Fahrzeugen und Trakloren* (I)

Nach einer allgemeinen Vorstellung werden die preliminäre Feststellungen ausgeführt. In der Beilage wird die Temperaturberechnung der durch den Verdichter des Verteilungs — und Zuführungsstation gelieferten Gase vorgestellt.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 4, 1990

Revista MINE PETROL și GAZE este editată de Oficiul de Informare Documentară pentru Industria Minieră
București, Calea Victoriei 220, sector I, cod 71104, C.P. 22—146, telefon 59.29.75.
Tiparul: Întreprinderea Poligrafică „Universul", str. Brezoianu nr. 23—25, București, c. 2101
Prețul: 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu

Determinarea prin măsurări indirecte "in situ" a presiunii miniere ce acţionează asupra secţiilor de susţinere mecanizată în minele de lignit

Ing. E. Medveş
IPROMIM Bucureşti

I. Introducere

Lucrările de cercetare şi experimentările ce preced stabilirea tehnologiilor de lucru ce urmează a fi adoptate în abatajele cu front lung trebuie să urmărească în principal determinarea fenomenelor geomecanice generate de lucrările de exploatare şi de felul cum interacţionează susţinerea mecanizată cu rocile înconjurătoare. În cele ce urmează se vor face referiri numai la modul de manifestare a presiunii miniere din abataj în funcţie de tipul funcţional de susţinere, respectiv de geometria acesteia.

La stabilirea regimului de presiune din abataj şi a modului de distribuire a acestuia pe principalele subansamble ale susţinerii mecanizate, în cadrul Colectivului de geomecanică din IPROMIN Bucureşti utilizăm în principal trei căi de cercetare.

A. Măsurări în laborator, avînd la bază o serie de metode de reproducere a fenomenelor naturale pe modele din materiale echivalente sau optic active.

B. Determinări teoretice, utilizînd modelarea matematică a fenomenelor geomecanice legate de exploatarea unui strat de cărbune.

C. Măsurări în teren cu stabilirea directă sau indirectă a presiunilor şi a deformaţiilor.

Măsurările regimului de presiune în laborator prezintă unele avantaje faţă de cele din teren, şi anume :

- sînt mult mai rapide şi nu deranjează procesul de exploatare a rezervelor ;
- volumul de informaţii poate fi mai mare decît cel obţinut prin măsurări in situ ;
- costul măsurărilor este relativ redus.

Rezultatele măsurărilor în condiţii de laborator sînt comparabile, uneori chiar superioare celor obţinute in situ, dar cu respectarea următoarelor condiţii :

— secţiunea geologică ce va face obiectul investigaţiei să fie completă ca structură şi reprezentativă pentru cîmpul minier ;

— respectarea integrală a condiţiilor de similitudine atît a modelului, cît şi a aparaturii şi dispozitivelor de măsurare ;

— utilizarea unor dispozitive miniaturale care să reproducă funcţionalitatea utilajelor din abataj ;

— dispozitivele de măsurare ce vor fi utilizate în condiţii de laborator să ofere precizie şi un domeniu larg al măsurărilor.

Măsurările de regim de presiune în condiţii de laborator se pot face pe :

- modele din materiale echivalente ;
- modele din materiale optic active.

Utilizînd pentru acelaşi cîmp minier, respectiv abataj frontal, două tipuri de modele (din materiale echivalente şi materiale optic active) există posibilitatea completării gamei de date, a comparării şi verificării unor elemente comune.

Din acest punct de vedere metodele de măsurare a regimului de presiune în condiţii de laborator prin folosirea tehnicii de investigaţie pe modele sînt, dacă nu superioare, comparabile cu metodele de măsurări in situ.

Determinarea teoretică prin modelări matematice a fenomenelor geomecanice, respectiv a regimului de presiune din abatajele minelor de cărbune, este una din metodele cele mai complexe de investigare. Bazat pe o serie de cercetări şi observaţii ce s-au desfăşurat în teren sau laborator, a fost posibil de stabilit o succesiune de fenomene ce iau naştere în zona de influenţă a unui abataj de extragere a cărbunilor. De asemenea, a putut fi stabilit calitativ şi cantitativ efectul acestor fenomene în ceea ce priveşte regimul de presiuni miniere şi de convergenţe în abataj şi în zonele învecinate abatajului.

Simularea întregului mecanism geomecanic cu ajutorul calculatorului este foarte complexă, impunînd stabilirea în primul rînd a legităţilor mecanice ce se produc în masivul de roci din zona de influenţă a abatajului. Ecuaţiile constitutive reologice ale rocilor şi utilajelor miniere sînt utilizate în modelele matematice specifice fiecărui caz în parte. Pentru rezolvarea acestor modele se recurge la metode matematice, cum ar fi metoda elementului finit sau cea a elementului de frontieră.

Metoda modelării matematice a fenomenelor geomecanice are marele avantaj că face posibilă analiza unui mare număr de variante diferenţiate prin structura coloanei de roci acoperitoare, poziţia abatajului, direcţia şi viteza de avansare a acestuia, tehnologiile de lucru şi susţinerea din abataj etc., într-un timp foarte scurt şi cu un grad foarte bun de precizie a rezultatelor. Această cale de investigare şi stabilire a condiţiilor geomecanice dintr-un abataj oferă mari posibilităţi în activitatea de proiectare minieră a noilor cîmpuri de abataj.

Măsurările in situ sînt cele mai concludente, cu respectarea cîtorva principii și cerințe de bază, din care sînt de reținut :

— alegerea corectă, din punctul de vedere al condițiilor reprezentative de zăcămînt, a zonei ce va face obiectul investigațiilor (măsurărilor) ;

— măsurările să se facă în abataj și zonele învecinate acestuia (în fața frontului și spatele abatajului) ;

— durata suficient de mare a măsurărilor ;

— numărul suficient de puncte de măsurare ;

— calitatea și precizia măsurărilor.

Această ultimă cerință, în condiții de subteran impune aparaturii utilizate siguranță în exploatare, domeniu larg de măsurare, precizie suficientă de măsurare, funcționare în condiții de umiditate, praf, manipulare și montare în spații limitate etc.

Pentru măsurarea directă a presiunilor se cunoaște o gamă mare de tipuri de instalații, dintre care amintim :

a) pentru zona din fața abatajului :

— instalații cu doze echipate cu traductori electrorezistivi, cu lucru în sistem inductiv, nepretensionate ;

— instalații cu doze utilizînd traductoare cu amprente ;

b) pentru zona abatajului propriu-zis :

— instalație cu doze hidraulice ;

— instalație cu doze electroinductive ;

— instalație cu doze echipate cu fotodiode ;

— instalație cu doze utilizînd traductoare cu amprente ;

c) pentru zona din spatele abatajului (zona surpată) :

— instalație cu doze hidropotențiometrice ;

— instalație cu doze electroinductive ;

— instalație cu doze echipate cu fotodiode.

Pentru captarea, prelucrarea și afișarea semnalului electric, în cazul utilizării dozelor electroinductive sau a dozelor echipate cu traductori electrorezistivi, se folosește tensometrul electronic cu număr sporit de canale, pe cînd în cazul dozelor hidropotențiometrice și al dozelor cu fotodiode este necesar un aparat multimetru. Instalațiile cu domeniu mai larg de utilizare sînt cele bazate pe traductoare hidraulice și cu amprente, dacă citirea se face la locul de măsurare, și cele electrice pentru lectura de la distanță. Dozele cu amprente se recomandă a fi utilizate în abataj unde recuperarea acestora la sfîrșitul măsurărilor este asigurată.

O concluzie ce se impune este aceea că prin creșterea numărului punctelor de măsură se măresc și siguranța, și precizia rezultatelor măsurărilor.

Cu toate că măsurările directe teoretic se dovedesc a fi cele mai precise, acestea prezintă un foarte mare inconvenient datorită fiabilității încă reduse a aparaturii utilizate în condiții de subteran, cît și fluctuațiilor în ceea ce privește precizia măsurărilor, fluctuații generate de variațiile de umiditate, temperatură și șocuri mecanice.

Datorită acestor inconveniente, cît și complexității utilizării instalațiilor prezentate, metoda de măsurare a presiunii miniere pe cale indirectă este preferată, fiind mult mai rapidă și mai comodă. Pentru ca rezultatele obținute prin măsurări indirecte să aibă un grad de precizie satisfăcător, comparabile cu a celorlalte metode prezentate, se impune utilizarea unei metodologii de prelucrare speciale.

În cele ce urmează, se prezintă modul de elaborare și utilizare a unei astfel de metodologii.

II. Metodologia determinărilor indirecte a presiunilor miniere

Așa cum am arătat, metoda de măsurări in situ pe care o recomandăm ca fiind cea mai rapidă și mai comodă este aceea ce se bazează pe măsurări indirecte ale presiunilor miniere din abataj. Metoda constă din măsurarea presiunii lichidului din cilindrii stîlpilor hidraulici cu care este echipată susținerea și convertirea acestei presiuni în presiune minieră distribuită pe subansamblele susținerii. Cu toate că se utilizează de mulți ani această metodologie de măsurare a presiunilor, nu a fost stabilit exact modul cum forța rezultantă măsurată în stîlpi se descompune în presiuni ce acționează pe subansamblele susținerii (grindă, scut și talpă). De regulă, forța măsurată astfel în stîlpul hidraulic este raportată la suprafața grinzii, obținîndu-se așa-zisa presiune minieră medie din abataj, presiune care este mult diferită de presiunea minieră reală ; mai mult, metoda nu permite stabilirea distribuției presiunii în raport cu distanța față de front decît după ipoteze, de regulă, foarte aproximative.

Pentru a putea determina cît mai exact regimul de presiune din abataje, cît și modul de distribuire a acesteia pe subansamblele principale ale susținerilor mecanizate, în lucrarea de față se prezintă o metodologie de stabilire a legii de convertire a presiunii din cilindrii hidraulici ai stîlpilor, în presiune minieră distribuită pe subansamblele susținerii, funcție de tipul de roci din zonele de influență, cinematica susținerii, respectiv geometria acesteia și înălțimea abatajului.

Stabilirea legii de convertire se bazează pe cercetări experimentale ce au constat din elaborarea a o serie de modele din materiale echivalente. Modelele au reprodus coloane litologice, specifice zăcămintelor de lignit, respectiv operațiile tehnologice într-un abataj cu front lung.

Utilajele de susținere au fost reproduse la scară prin respectarea formei geometrice a

acestora la diverse înălțimi de lucru, cît și a cinematicii acestora. Susținerile utilizate în standul de modelare au fost de fapt traductoare de forță, permițînd măsurarea forțelor (presiunilor) ce acționează în diverse puncte ale subansamblelor principale (grindă, scut și talpă).

Modul de distribuire a presiunii miniere pe principalele subansamble ale susținerii mecanizate este dependent de înălțimea de lucru H și de distanța față de vîrful grinzii, de punctul de articulare dintre grindă și scut și vîrful tălpii, distanță notată cu x.

Astfel:

$$P_g = P_g(x, H) - \text{presiunea pe grindă};$$
$$P_s = P_s(x, H) - \text{presiunea pe scut}; \quad (1)$$
$$P_t = P_t(x, H) - \text{presiunea pe talpă}.$$

În minele de lignit de la noi din țară sînt utilizate, în principal, două tipuri funcționale de susțineri, și anume: îngrăditor-susținătoare (CMA-2M, CMA 12/24, 2OKP-70) sau susținător-îngrăditoare (CMA-3, CMA-2S, CMA-4 L, CMA-PL, CMA-2T etc.). Pentru ca investigările efectuate să cuprindă întreaga gamă de tipuri de susținere, deși — în prezent — în minele de lignit nu se utilizează susțineri tip susținător, s-a luat în analiză și susținerea CMA-5H care poate fi considerată de acest tip.

Astfel, pe baza rezultatelor obținute pe modele cu materiale echivalente, s-au determinat, pentru cele trei tipuri funcționale, îngrăditor-susținător, susținător-îngrăditor și susținător, alegîndu-se pentru acestea ca modele de referință susținerile CMA-2M, CMA-2S, respectiv CMA-5H, valori ale presiunilor miniere pentru cîteva înălțimi de lucru și pentru cîteva puncte situate pe elementul de susținere respectiv.

Pornind de la aceste valori discrete, înregistrate prin măsurări în laborator, s-au trasat curbe statistice ale variației presiunilor pe cele trei componente, funcție de înălțimea și de distanța față de vîrful grinzii, a punctului de articulație grindă-scut și respectiv vîrful tălpii.

Utilizîndu-se regresii separate pentru fiecare dintre cele două variabile, s-au determinat formele analitice ale dependențelor determinate experimental.

Pentru aceasta, în funcție de alura curbelor statistice, s-au utilizat regresii:

- exponențiale de tipul: $y = a \cdot b^x$;
- logaritmice de tipul: $y = a + b \ln x$;
- polinomiale de tipurile: $y = ax^4 + bx^3 + cx^2 + dx + e$;
  $y = ax^2 + bx + c$;
- liniare de tipul: $y = ax + b$.

Constantele experimentale au fost determinate, în toate cazurile analizate prin prelucrări statistice, utilizînd metoda celor mai mici pătrate.

Calculul coeficienților de regresie a demonstrat corectitudinea alegerii tipurilor de regresie și concordanța dintre valorile calculate și cele măsurate experimental.

Pentru operativitate și exactitatea calculelor s-au elaborat mici programe de calcul al valorilor coeficienților curbelor statistice și al valorilor coeficienților statistici de regresie.

Rezultatele acestor prelucrări pot fi sintetizate după cum urmează.

● Pentru susțineri *îngrăditor-susținătoare* (CMA-2M):

$$P_g = a + b \ln x, \quad (2)$$

unde:

$$a = -0{,}628\ H^2 + 2{,}666\ H - 2{,}353;$$
$$b = 0{,}02\ H + 0{,}083.$$
$$P_s = ax^2 + bx + c, \quad (3)$$

unde:

$$a = -0{,}001\ H^2 + 0{,}0047\ H - 0{,}0058;$$
$$b = 0{,}28\ H^2 - 1{,}32\ H + 1{,}62;$$
$$c = -10\ H^2 + 47\ H - 58.$$
$$P_t = ab^x, \quad (4)$$

unde:

$$a = \begin{cases} 0{,}2\ H + 99, \text{ pentru } H \in [1{,}85 \text{ m}; 2{,}4 \text{ m}]; \\ 9{,}43\ H - 20{,}5, \text{ pentru } H \in [2{,}4 \text{ m}; 2{,}85 \text{ m}]; \end{cases}$$

$$b = \begin{cases} -0{,}0035\ H + 1{,}011, \text{ pentru } H \in [1{,}85 \text{ m}; 2{,}4 \text{ m}]; \\ -0{,}014\ H + 1{,}032, \text{ pentru } H \in [2{,}4 \text{ m}; 2{,}85 \text{ m}]. \end{cases}$$

● Pentru susțineri *susținător-îngrăditoare* (CMA-2S):

$$P_g = a + b \ln x, \quad (5)$$

unde:

$$a = \begin{cases} 19{,}44\ H^2 - 77{,}78\ H + 70{,}9, \text{ pentru } H \in [1, 7 \text{ m}; 2{,}35 \text{ m}]; \\ 25\ H^2 - 135\ H + 175{,}25, \text{ pentru } H \in [2{,}35 \text{ m}; 3{,}0 \text{ m}] \end{cases}$$

$$b = 1{,}825\ H^2 + 8{,}54 - 7{,}65.$$
$$P_s = a \cdot b^x, \quad (6)$$

unde:

$$a = \begin{cases} -0{,}1\ H + 0{,}29, \text{ pentru } H \in [1{,}7 \text{ m}; 2{,}7 \text{ m}]; \\ 1{,}17\ H - 2{,}78, \text{ pentru } H \in [2{,}7 \text{ m}; 3{,}0 \text{ m}]; \end{cases}$$

$$b = \begin{cases} 0{,}01\ H + 0{,}989, \text{ pentru } H \in [1{,}17\text{ m}; \\ \qquad\qquad 2{,}7\text{ m}]; \\ -0{,}025\ H + 1{,}068, \text{ pentru } H \in [2{,}7\text{ m}; \\ \qquad\qquad 3{,}0\text{ m}]. \end{cases}$$

$$P_t = a \cdot b^x, \tag{7}$$

unde :

$a = 1{,}57\ H^2 - 7{,}22\ H + 8{,}833$;

$b = -0{,}007\ H^2 + 0{,}033\ H + 0{,}97$.

• Pentru susţineri *susţinătoare* (CMA-5H) :

$$P_g = a + b\ \ln x; \tag{8}$$

unde :

$a = -5\ H^2 + 35\ H - 66$;

$b = 1{,}558 \cdot (1{,}2131)^H$.

$$P_s = ab^x, \tag{9}$$

unde :

$$a = \begin{cases} -16{,}33\ H^2 + 107{,}76\ H - 163{,}74, \text{ pen-} \\ \qquad \text{tru } H \in [2{,}6\text{ m}; 4\text{ m}]; \\ 705903 \cdot (0{,}0664)^H, \text{ pentru } H \in [4{,}0\text{ m}; \\ \qquad 4{,}4\text{ m}]; \end{cases}$$

$$b = \begin{cases} 0{,}001\ H + 0{,}996, \text{ pentru } H \in [2{,}6\text{ m}; \\ \qquad 4{,}0\text{ m}]; \\ 0{,}0005\ H + 1, \text{ pentru } H \in [4{,}0\text{ m}; \\ \qquad 4{,}4\text{ m}]. \end{cases}$$

În cele de mai sus notaţiile au următoarele semnificaţii :

P_g, P_s şi P_t — presiunea minieră determinată experimental pe grindă (cozoroc), scut şi talpă;

x — distanţa faţă de capătul elementului, grindă, scut sau talpă;

H — înălţimea de lucru a susţinerii respective.

Adoptînd aceste legităţi, deduse pe baza prelucrării statistice a datelor obţinute în urma experienţelor efectuate pe modele din materiale echivalente, cît şi dintr-o serie de observaţii din teren, s-a trecut la următorul pas al cercetării, şi anume la posibilitatea corelării forţei axiale F ce acţionează în stîlpii hidraulici ai susţinerii, cu forţele concentrate ce acţionează pe grindă F_g, respectiv, scutul susţinerii mecanizate F_s.

Din compunerea vectorială a forţelor F_g şi şi F_s şi din ecuaţia de moment scrisă pentru acest sistem de forţe în raport cu punctul polar al susţinerii, se obţine următorul sistem de ecuaţii :

$$\begin{cases} F = F_g \sin\gamma + F_s \sin(\gamma - \theta_2); \\ F = f \cdot F_g + k \cdot F_s. \end{cases} \tag{10}$$

În sistemul de ecuaţii (10), semnificaţia notaţiilor γ, θ_2, e, f, k este redată în figura 1, fiind legată de cinematica susţinerii şi reprezintă :

γ — unghiul de înclinare a stîlpului hidraulic;

θ_2 — unghiul de înclinare a scutului;

e, f, k — distanţele dintre vectorii forţelor F, F_g respectiv F_s şi punctul polar al susţinerii.

Pentru situaţiile modelate experimental, pornind de la dependenţele stabilite ale componentelor presiunii miniere pe principalele subansamble ale susţinerilor mecanizate, se pot calcula forţele concentrate F_g^0, F_s^0 şi respectiv F_t^0 cu ajutorul relaţiilor :

$$F_g^0 = l_g \int_{A_1}^{B_1} P_g(x, H_0)\ \mathrm{d}x; \tag{11}$$

$$F_s^0 = l_s \int_{A_2}^{B_2} P_s(x, H_0)\ \mathrm{d}x; \tag{12}$$

$$F_t^0 = l_t \int_{A_3}^{B_3} P_t(x, H_0)\ \mathrm{d}x, \tag{13}$$

în care :

l_g, l_s, l_t reprezintă lăţimile grinzii, scutului, respectiv tălpii susţinerii;

H_0 — înălţimea de lucru (fixată);

$A_i, B_i (i = 1,3)$ — limitele de integrare.

Aceste forţe concentrate acţionează în centrele de greutate ale subgraficelor P_g^0, P_s^0 şi P_t^0 situate în cadranul I al axelor de coordonate (x, P).

Abscisele acestor centre de greutate se calculează cu relaţiile :

$$c_g^0 = l_g \frac{\int_{A_1}^{B_1} x \cdot P_g^0(x, H_0)\ \mathrm{d}x}{F_g^0}; \tag{14}$$

$$c_s^0 = l_s \frac{\int_{A_2}^{B_2} x \cdot P_s^0(x, H_0)\ \mathrm{d}x}{F_s^0}; \tag{15}$$

$$c_t^0 = l_t \frac{\int_{A_3}^{B_3} x \cdot P_t^0(x, H_0)\ \mathrm{d}x}{F_t^0}. \tag{16}$$

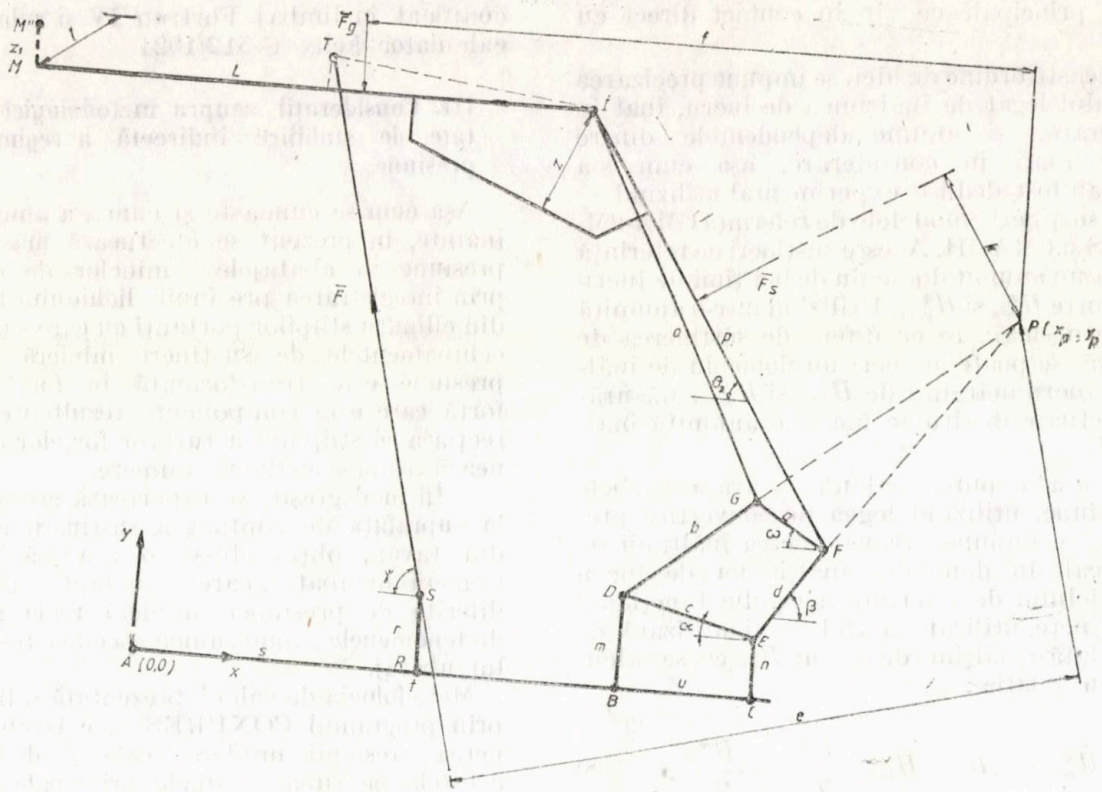


Fig. 1. Schema cinematică a unei susţineri mecanizate.

Aceste variabile intră în formulele de calcul al braţelor forţelor F_g^0, F_s^0 şi F_t^0 în formă liniară. Relaţiile descrise permit stabilirea unei *dependenţe directe* între curbele de variaţie a componentelor presiunii miniere ce acţionează pe principalele subansamble ale susţinerii şi forţa axială din stîlpii susţinerii, forţă ce materializează presiunea lichidului din cilindrii stîlpilor hidraulici.

Utilizînd această dependenţă directă se poate determina valoarea forţei axiale din stîlpii susţinerii în situaţiile modelate, valoare ce nu a putut fi măsurată experimental. Pentru aceasta se utilizează prima relaţie din sistemul (10), astfel :

$$F_0 = F_g^0 \sin \gamma + F_s^0 \sin (\gamma - \theta_2). \qquad (17)$$

Pentru aplicaţiile practice ale metodologiei de stabilire indirectă a regimului de presiune minieră din abataj, prezintă interes stabilirea *dependenţei inverse*, şi anume : pentru o înălţime de lucru fixată, avînd determinată valoarea forţei axiale rezultate din stîlpii hidraulici ai susţinerii, forţă ce materializează presiunea medie a lichidului din cilindri, caracteristică unui anumit abataj, se pune problema de a determina curbele de distribuţie ale componentelor presiunii miniere pe principalele subansamble ale secţiei de susţinere.

Pentru rezolvarea acestei probleme, evident nedeterminată în cazul general, am apelat la o ipoteză plauzibilă de lucru, şi anume am presupus că, prin modificarea valorii forţei axiale rezultante ce acţionează de-a lungul stîlpilor hidraulici ai unei susţineri mecanizate, curbele de distribuţie ale componentelor presiunii miniere ce acţionează asupra principalelor subansamble ale susţinerii respective se translatează cu valori nedeterminate : Q_g, Q_s şi Q_t. S-a adoptat această ipoteză avînd în vedere faptul că modul de distribuire a presiunii miniere pe subansamblele unui anumit tip de susţinere este dependent de caracteristicile rocilor înconjurătoare. În aceste condiţii, distribuţia presiunii pentru acelaşi tip funcţional de susţinere (dar tip diferit constructiv) şi pentru aceleaşi roci este relativ constantă, variind numai valoarea presiunii funcţie de parametrii geomecanici ce iau naştere în zona de influenţă a abatajului.

Odată determinată legătura dintre aceste valori de translaţie şi variaţia forţei axiale rezultante din stîlpi, problema inversă este soluţionată, existînd posibilitatea reală ca pentru orice susţinere, avînd unul dintre cele trei tipuri funcţionale, pentru o înălţime de lucru fixată în domeniul de lucru al secţiei respective şi pentru orice valoare a presiunii lichidului din stîlpii hidraulici ai susţinerii, să se poată trasa curbele de variaţie a presiunii miniere ce acţionează asupra celor trei suban-

samble principale ce vin în contact direct cu roca.

În această ordine de idei, se impune precizarea aspectului legat de înălțimea de lucru, luat în considerare, și anume dependențele dintre factorii luați în considerare, așa cum s-a văzut, au fost deduse experimental utilizînd — pentru susțineri — modelele de referință CMA-2M, CMA-2S și CMA-5H. Aceste susțineri de referință acoperă un anumit domeniu de înălțimi de lucru situat între H^*_{min} și H^*_{max}. Utilizînd într-o anumită situație o susținere ce diferă de susținerea de referință, se poate acoperi un domeniu de înălțimi de lucru mărginit de H_{min} și H_{max}. Măsurările efectuate in situ se fac la o anumită înălțime H.

Pentru a se putea calcula și trasa curbele de presiune, utilizînd legea de convertire prezentată, se impune transpunerea înălțimii de lucru reale în domeniul înălțimilor de lucru ale modelului de referință a tipului funcțional de susținere utilizat. Astfel va fi utilizată de fiecare dată o înălțime de calcul H_0, ce se calculează cu relația :

$$H_0 = H^*_{min} + (H - H_{min}) \frac{H^*_{max} - H^*_{min}}{H_{max} - H_{min}}, \quad (18)$$

în care :

H^*_{min}, H^*_{max} — înălțimile de lucru minimă, respectiv maximă a susținerii model de referință, respectiv CMA-2M, CMA-2S și CMA-5H ;

H — înălțimea reală de lucru pentru care se face calculul ;

H_{min}, H_{max} — înălțimile maximă și minimă de lucru pentru care a fost proiectată susținerea și pentru care se face calculul.

Deoarece expresiile sistemului forțe-momente sînt funcții de Q_g și Q_s, acest sistem poate fi considerat ca sistem de ecuații cu necunoscutele Q_g și Q_s și rezolvat ca atare.

Astfel, F_g și F_s sînt funcții liniare de Q_g și respectiv Q_s, iar brațele forțelor, f și k sînt funcții omografice avînd aceleași variabile.

Rezolvarea acestui sistem conduce la o ecuație polinomială de gradul trei în Q_g, legătura dintre Q_g și Q_s fiind liniară (prima ecuație a sistemului).

Odată determinate valorile ratelor de translație pentru grindă, respectiv scut, Q_g și Q_s, există posibilitatea de calcul al valorilor componentelor presiunii miniere ce acționează asupra acestor două subansamble.

Complexitatea acestor calcule, numărul mare de parametri și necesitatea unei rezolvări operative a problemei enunțate ne-au determinat să elaborăm un program de calcul automat, codificat în limbaj Fortran IV și rulat pe un calculator Felix C-512/1024.

III. Considerații asupra metodologiei prezentate de stabilire indirectă a regimului de presiune

Așa cum se cunoaște și cum s-a amintit mai înainte, în prezent se efectuează măsurări de presiune în abatajele minelor de cărbune, prin înregistrarea presiunii lichidului hidraulic din cilindrii stîlpilor portanți cu care sînt dotate echipamentele de susținere minieră. Această presiune este transformată în forță axială, forță care este componenta rezultantei pe direcția axei stîlpului a tuturor forțelor ce acționează asupra susținerii miniere.

În mod greșit, se raportează această forță la suprafața de contact a susținerii cu rocile din tavan, obținîndu-se o așa-zisă presiune minieră din abataj, care — de fapt — este total diferită de presiunea minieră reală generată de fenomenele geomecanice specifice respectivului abataj.

Metodologia de calcul prezentată și finalizată prin programul CONPRES face posibilă obținerea presiunii miniere reale și distribuirea acesteia pe subansamblele principale ale susținerii mecanizate.

Din cele prezentate s-a putut constata că presiunea minieră ce ia naștere într-un abataj depinde, pe lîngă condițiile geomecanice specifice, și de geometria susținerii miniere utilizate. Modul de variație a geometriilor susținerilor miniere mecanizate este caracterizat de parametrii constructivi specifici fiecărui tip de susținere, dar el poate fi grupat totuși — în situația minelor de lignit — așa cum s-a văzut, după tipul funcțional de susținere, în trei mari grupe : îngrăditor-susținător, susținător-îngrăditor și susținător. Experimental, pentru minele de lignit ale căror tipuri de acoperiș se încadrează în clasa I, conform celor prezentate în lucrarea [9], specifice bazinelor Motru, Rovinari, Mehedinți, Horezu etc., au fost stabilite distribuțiile de presiune minieră caracterizate de ecuații exponențiale, logaritmice sau polinomiale.

Conform rezultatelor cercetărilor, se poate afirma că la stabilirea regimului de presiune, caracteristic unui anumit abataj, este de mare importanță analizarea în strictă concordanță a fenomenelor geomecanice cu înălțimea de lucru a utilajului de susținere pe care se fac măsurări, a parametrilor constructivi și cinematici ai susținerii și a presiunii lichidului hidraulic din cilindrii stîlpilor portanți.

Pentru exemplificarea considerațiilor privind regimul presiunilor miniere dintr-un abataj,

în cele ce urmează se prezintă cîteva aplicații numerice privind determinarea regimului de presiune avînd la bază o serie de date ipotetice.

În primul rînd se prezintă o analiză comparativă între principalele tipuri de susținere utilizate în minele de lignit din țară, și anume: CMA-2M, CMA-PL, CMA-3, CMA-4L, CMA-2T, CMA-12/24 Sălaj, CMA-2S, CMA-5H și 2 OKP-70. Pentru această analiză am considerat ca date de pornire identice (ipotetic considerate ca măsurări în abataj) și anume forța axială din stîlpi $F = 800$ kN, iar înălțimea de lucru a abatajului $H = 2$ m, excepție făcînd susținerile CMA-5 H și 2 OKP-70 a căror înălțime minimă de lucru este de 2,6 m, înălțime ce a fost luată în considerare.

În tabelul 1 sînt redate toate datele necesare efectuării calculelor, conform metodologiei prezentate.

Aceste date se grupează în trei categorii, și anume: date obținute prin măsurări in situ, date privind parametrii cinematici ai susținerii, obținute în urma unei analize a cinematicii susținerilor respective cu ajutorul programului de calcul SUMINA elaborat în cadrul colectivului nostru și date constructive, specifice fiecărui utilaj, obținute din proiectele de execuție și documentațiile fabricilor constructoare ale acestora. Notațiile sînt conforme cu cele din figura 1. Utilizînd metodologia prezentată, s-au obținut ecuațiile ce definesc presiunile miniere de pe grinda (cozorocul) fiecărei susțineri în parte P_g, presiunile de pe scutul acestora P_s și presiunile de pe talpa susținerilor P_t.

În figura 2 $a-i$ sînt prezentate diagramele $x-P$ de repartiție a presiunilor miniere pe subansamblele susținerilor respective.

Din această analiză comparativă rezultă că pentru condiții similare de zăcămînt (grosime strat, tipul de rocă din acoperiș și culcuș) regimul de presiune minieră din abataj este dependent și de tipul de susținere utilizat. În altă ordine de idei, în condiții aparent similare de solicitare a stîlpilor portanți ai susținerilor, presiunea în abataj poate să fie mult diferită, de la o situație la alta.

Aceste concluzii impun recomandarea ca la stabilirea regimului de presiune în abataj să nu se utilizeze numai conceptul de regim de presiune, unic, dependent de condițiile geomecanice respective, ci și regimul de presiune diferențiat în funcție de tipul de utilaj ce urmează a fi folosit, iar măsurările de presiune să se facă obligatoriu pe tipul funcțional de susținere din care face parte susținerea ce urmează a fi utilizată, eventual pe un tip constructiv apropiat sau chiar similar cu acesta.

Al doilea exemplu prezentat ia în considerație un singur tip de susținere, susținerea CMA-4 L. În acest caz ipotetic se consideră ca date de

Tabelul 1

Tipul susținerii / Parametrii de calcul		CMA-2M	2OKP-70	CMA-2S	CMA-PL	CMA-2T	CMA-3	CMA 12/24	CMA-4L	CMA-5 H
Măsurări în situ	F, daN	800 000	800 000	800 000	800 000	800 000	800 000	800 000	800 000	800 000
	H, mm	2 000	2 600	2 000	2 000	2 000	2 000	2 000	2 000	2 600
Parametrii cinematici variabili	γ, grade	75,9	81,3	85,4	76,11	85,48	72,2	66,3	66,73	88,29
	θ_g, grade	23,8	29,9	33,2	46,2	45,4	47,1	39,1	21,8	19,5
	β, grade	50,0	49,0	30,0	66,0	66,0	83,0	57,0	33,0	38,0
	ω, grade	16,5	11,1	23,6	41,97	24,85	46,0	39,1	16,62	6,7
Parametrii constructivi	p, mm	2 998	3 370	1 860	1 400	1 430	1 505	1 510	2 290	1 950
	L, mm	1 000	1 320	2 420	2 500	2 160	2 385	2 005	2 200	3 450
	m, mm	435	510	305	270	485	740	520	600	1 320
	n, mm	115	110	185	150	155	280	280	350	1 125
	u, mm	1 035	820	500	375	810	360	390	537	620
	r, mm	660	210	190	135	290	160	155	100	830
	s, mm	1 190	1 910	1 290	1 565	1 200	1 150	1 590	1 830	1 410
	t, mm	2 650	2 870	2 600	2 540	2 461	2 570	2 685	2 900	2 600
	d, mm	680	900	1 000	835	680	716	750	1 150	1 200
	a, mm	670	740	300	220	600	470	290	350	387
	l, mm	1 210	1 400	1 250	1 200	1 250	1 100	1 400	1 400	1 400

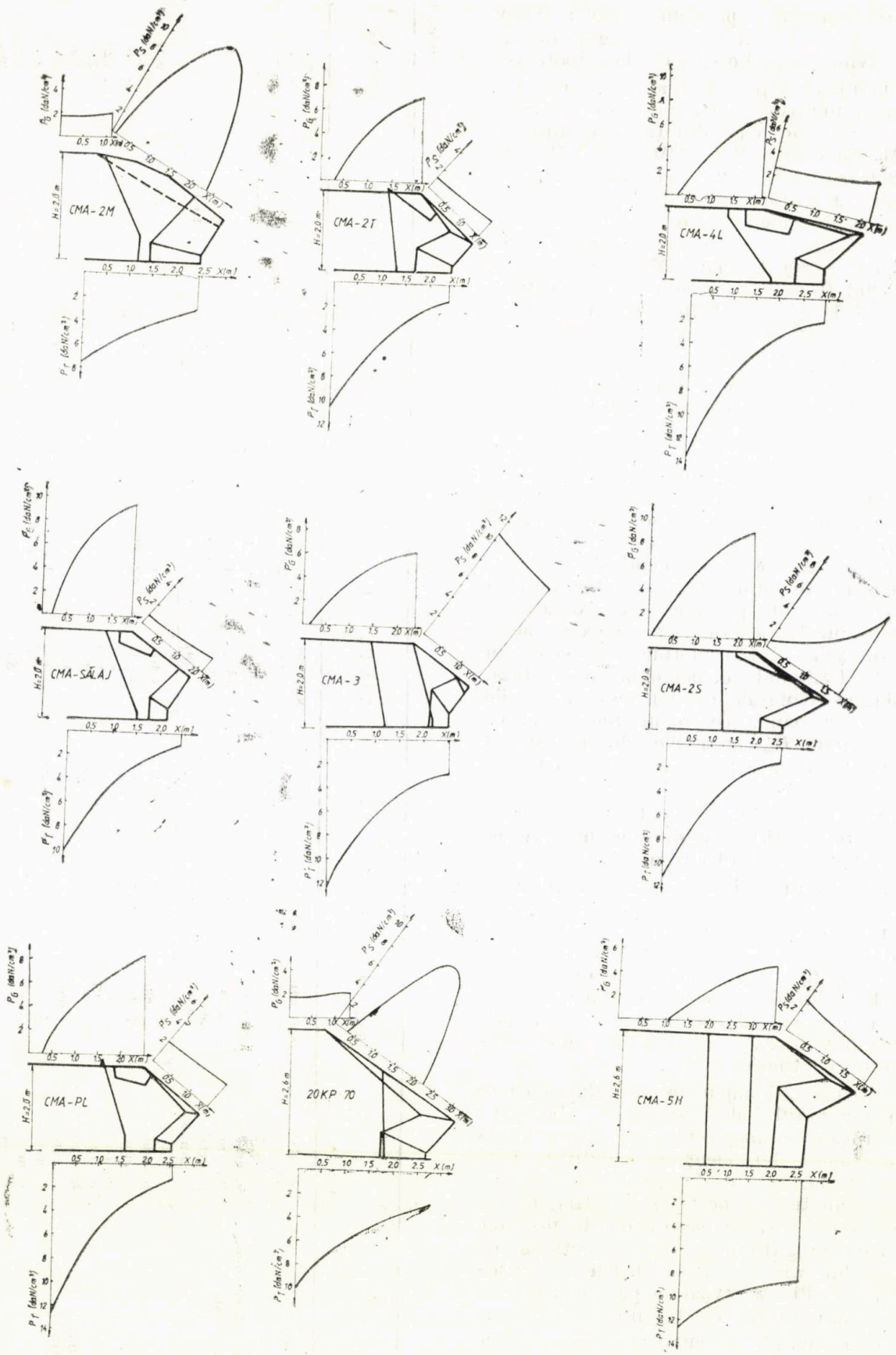


Fig. 2. Distribuția presiunii miniere asupra subansamblelor susținerilor mecanizate specifice minelor de lignit, în aceleași condiții de lucru.

pornire forța axială din stîlpi $F = 2\,640$ kN, iar înălțimea de lucru a susținerii variabilă, și anume H_{min}=1,6 m, H_{med}=2,55 m și H_{max}= = 3,5 m. Parametrii cinematici variabili sînt cei prezentați în tabelul 2.

Parametrii constructivi necesari efectuării calculelor sînt cei prezentați în tabelul 1 pentru susținerea CMA-4L. După efectuarea calculelor s-au obținut diagramele de variație a presiunilor miniere pe grinda și scutul susținerii, prezentate în figura 3, cu linie continuă.

Tabelul 2

Parametrii de calcul	Înălțimea de lucru, mm		
	H_{min} = 1 600	H_{med} = 2 550	H_{max} = 3 500
F, daN	264 000	264 000	264 000
γ, grade	57,2	69,1	75,0
θ_2, grade	12,7	31,1	56,1
β, grade	37,0	55,0	89,0
ω, grade	3,9	22,2	47,2

Este ușor de observat dependența presiunii miniere ce solicită susținerea în raport cu înălțimea de lucru a acesteia, respectiv cu modificarea geometriei secției.

Această constatare conduce la recomandarea ca la efectuarea măsurărilor de presiune a lichidului din cilindrii hidraulici ai stîlpilor portanți să fie înregistrată cu mare exactitate și înălțimea de lucru a secției. Ulterior, prin efectuarea calculelor, conform programului CONPRES, utilizînd cei doi parametri măsurați, se vor putea obține distribuțiile reale ale presiunii miniere generate de rocile acoperitoare asupra subansamblelor susținerii.

Cele două exemple prezentate confirmă concluzia că determinarea presiunii miniere din abataj nu este numai o problemă legată de acțiunea rocilor, ci este o problemă mult mai complexă de interacțiune rocă-susținere și deci ea trebuie studiată ca atare.

Metoda de convertire a presiunii lichidului hidraulic din stîlpii portanți în presiune minieră face posibilă și analiza modului de corelare a unei susțineri cu anumite condiții de solicitare generate de rocile acoperitoare. Pentru acest lucru se impune, în primul rînd, determinarea curbelor generale de presiune generate de fenomenele geomecanice caracteristice unei anume structuri litologice. Pentru roci sedimentare caracteristice zăcămintelor de lignit curbele respective sînt de tipul celor prezentate în figura 3 *a—c*, marcate cu linie întreruptă (curba presiunilor maxime), respectiv linie-punct (curba presiunilor medii). În figura 3 exemplul prezentat corespunde unor abataje aparținînd I.M. Horezu.

De asemenea, prin analiza cinematicii susținerii (de exemplu CMA-4L) unul dintre parametrii determinați este forța portantă maximă pe care o poate realiza susținerea la diverse înălțimi de lucru și la portanța nominală a stîlpilor portanți și cilindrilor de colț. Această forță se calculează, de regulă, în două ipoteze, și anume pentru situația în care reacțiunea susținerii se manifestă perpendicular pe grindă, situație în care forța portantă este verticală, și am notat-o cu F_0, sau înclinată față de grindă, cînd forța portantă se consideră înclinată la circa 17° față de verticală și am notat-o cu $F_{0,3}$.

Valorile punctului de aplicare și direcția acestor forțe pentru susținerea CMA-4L, echipată cu doi stîlpi de cîte 1 310 kN și doi cilindri de colț de cîte 400 kN, sînt prezentate în figura 3.

Cu ajutorul programului CONPRES s-au calculat și ulterior s-au reprezentat, în figura 3, diagramele de distribuție a presiunii miniere pe grindă P_g și scut P_s, cît și forțele de solicitare pe care le generează aceste presiuni. Aceste forțe sînt materializate, în figura 3, prin vectorii $\bar{F}_g$, respectiv $\bar{F}_s$. Rezultanta acestor forțe este forța F_T a cărei valoare, direcție, sens și punct de aplicare se prezintă în aceeași figură 3, pentru cele trei înălțimi de lucru considerate și pentru condițiile maximale de solicitare a susținerii.

Din analiza succintă a acestor elemente rezultă :

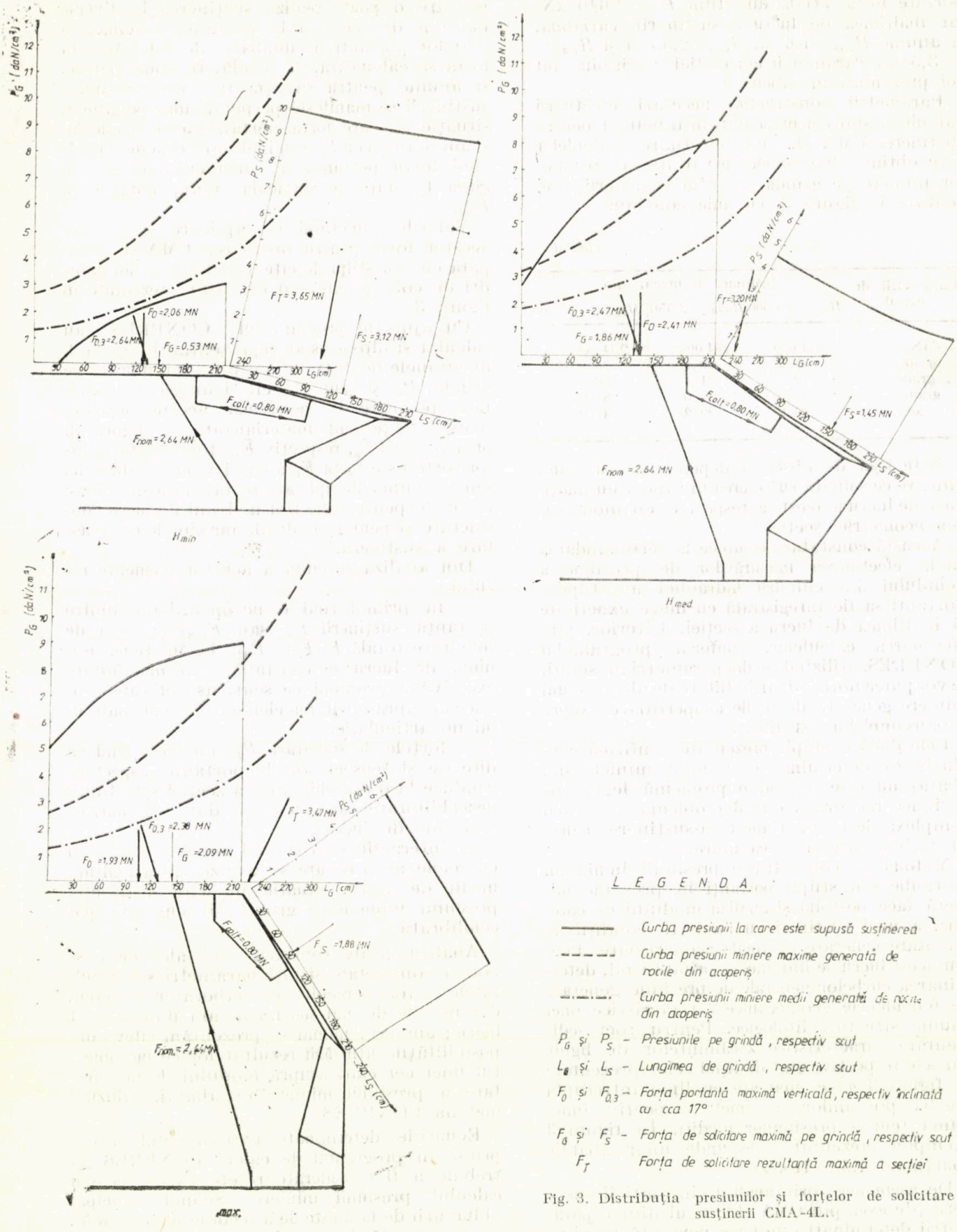
— în primul rînd o neconcordanță dintre portanța susținerii F_0 (sau $F_{0,3}$) și forța de solicitare totală $F_T (F_T > F_0)$; la înălțimea minimă de lucru se constată și o manifestare excesivă a presiunii pe scut, aspect care conduce la suprasolicitarea elementelor patrulaterului de articulație;

— forțele de solicitare F_T nu corespund ca direcție și sens cu forțele portante, aspect ce conduce la o dezechilibrare a secției spre front, dezechilibrare care crește o dată cu mărirea înălțimii de lucru ;

— interacțiunea cea mai bună a susținerii cu rocile acoperitoare se realizează la înălțimi medii de lucru, situație în care distribuția presiunii miniere pe grindă și scut este mai echilibrată.

Analiza poate continua mai ales dacă se iau în considerare și alți parametri sau rezultatele altor cercetări de laborator și teren, dar în cele de mai sus nu ne-am propus acest lucru ; am vrut numai să prezentăm cîteva din posibilitățile utilizării rezultatelor ce fac obiectul unei cercetări asupra modului de manifestare a presiunii miniere în abataj, utilizînd metoda CONPRES.

Ecuațiile determinate experimental și cuprinse în programul de calcul CONPRES nu trebuie a fi considerate rețete exacte pentru calculul presiunii miniere. Scopul principal al lucrării de față este de a recomanda o metodă relativ simplă, impunînd măsurări in situ ușor



L E G E N D A

———	Curba presiunii la care este supusă susținerea
– – – –	Curba presiunii miniere maxime generată de rocile din acoperiș
– · – · –	Curba presiunii miniere medii generată de rocile din acoperiș
P_G și P_S	– Presiunile pe grindă, respectiv scut
L_G și L_S	– Lungimea de grindă, respectiv scut
F_0 și $F_{0,3}$	– Forța portantă maximă verticală, respectiv înclinată cu cca 17°
F_G și F_S	– Forța de solicitare maximă pe grindă, respectiv scut
F_T	Forța de solicitare rezultantă maximă a secției

Fig. 3. Distribuția presiunilor și forțelor de solicitare a susținerii CMA-4L.

de realizat, fără cheltuieli mari, pentru stabilirea cît mai exactă a regimului de presiune minieră la care sînt solicitate secțiile de susținere mecanizată.

Rezultatele cercetărilor de acest fel pot fi foarte bune dacă pentru fiecare cîmp de abataj, în care se fac măsurări de presiune, se realizează în prealabil o serie de experimentări în laborator pe modele din materiale echivalente, pentru determinarea exactă a legilor de convertire respective (pentru cazul nostru sintetizate prin relațiile (2)—(9)), măsurări de presiune cu ajutorul unor manometre înregistratoare și cu înregistrarea în paralel a înălțimii de lucru a secțiilor pe care se fac măsurări, cît și o analiză detaliată a cinematicii susținerilor pe care se fac măsurări.

Dacă rezultatele acestor cercetări sînt completate și cu rezultatele unor experimentări în laborator pentru determinarea presiunilor miniere, cît și ale unor modelări matematice în acest sens, perimetrul minier analizat va putea fi caracterizat foarte bine din punctul de vedere al regimului de presiuni miniere cu care vor fi confruntate utilajele din abataj și, deci, putîndu-se stabili, cu o probabilitate foarte bună, tehnologiile de lucru pe care trebuie să le adoptăm astfel, încît să obținem productivități maxime la un preț de cost cît mai scăzut și în deplină siguranță a muncii.

Bibliografie

[1] Fotă, D. ș.a. *Influența geometriei și cinematicii echipamentelor de susținere mecanizată a abatajelor asupra distribuirii tensiunilor în principalele subansamble constructive și în masivul de roci înconjurătoare.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 7,1988.

[2] Iliescu, D. V., Vodă, V. G. *Statistică și toleranțe.* Ed. Tehnică, 1977.

[3] Leț u, N., Carpenișeanu, D. *Susțineri miniere.* Ed. Tehnică, București, 1973.

[4] Mataca, E. *Complexe mecanizate de abataj.* Ed. Tehnică, București, 1977.

[5] Mihoc, Gh., Craiu, V. *Tratat de statistică matematică.* Vol. I, Ed. Academiei R.S.R., București, 1976.

[6] Medveș, E. *Determinarea pe modele fotoelastice a influenței geometriei secțiilor mecanizate din minele de lignit asupra tensiunilor ce apar în principalele subansamble ale acestora.* Studiu I.C.I.T.P.M.L. Craiova, 1985.

[7] Medveș, E. *Determinarea regimului de presiune minieră la zăcămintele de lignit în vederea stabilirii tipurilor de susținere și a tehnologiilor de lucru corespunzătoare.* Studiu I.C.I.T.P.M.L. Craiova, 1987 și 1988.

[8] Medveș, E. *Clasificarea tipurilor de acoperiș caracteristice zăcămintelor de cărbune din România.* Mine, Petrol, Gaze, nr. 3,1990.

[9] Medveș, E. *Studiul posibilităților de utilizare a complexelor mecanizate de tipul CMA-4L în condițiile minelor de la I.M. Horezu.* Studiu I.C.I.P.T.M.L. Craiova, 1989.

[10] Ratz B., W. *Portanța susținerilor mecanizate cu scut și transmiterea ei în acoperiș.* Glückauf, nr. 1, 1978.

[11] Vescan, D. *Determinarea prin modelare în laborator a regimului de presiune în funcție de adîncimea și condițiile geologo-miniere pentru zăcămintele de lignit din zona Horezu, în vederea exploatării cu complexe mecanizate.* Studiu I.C.I.T.P.M.L. Craiova, 1984.

[12] Zamfir, V. *Analiza pozițională a secțiilor de susținere mecanizată.* Mine, Petrol, Gaze, nr. 1,1977.

[13] Zamfir, V. ș.a. *Stabilirea portanței maxime a forțelor de legătură aferente la susținerile mecanizate indigene.* Mine, Petrol, Gaze, nr. 12,1987.

[14] Zamfir, V. ș.a. *Analiza și sinteza poziționalâ a mecanismului de echidistanțare la o susținere de mare înălțime.* Mine, Petrol, Gaze, nr. 2,1989.

Optimizarea parametrilor metodei de exploatare prin modelare economico-matematică

Ing. **A. Crăciun**
I.P.I.C.C.F. Maramureș

I. Principii generale de construire a modelelor economico-matematice

O cerință primordială în etapa actuală o constituie creșterea și dublarea productivității muncii — factor intensiv și indicator sintetic prin care se exprimă eficiența activității industriale.

Creșterea productivității muncii — prima și cea mai importantă dintre sarcinile economice — constituie, pe de o parte, principala cale de creștere a producției, iar, pe de altă parte, factorul determinant de diminuare a costurilor de producție și a consumului de muncă, fiind astfel un determinant esențial al eficienței.

Realizarea productivității muncii în procesul complex de fabricație a agregatelor din carieră se află sub influența tuturor condițiilor naturale, materiale, tehnice, organizatorice și sociale în care se desfășoară producția.

Cercetările noastre operaționale, efectuate în carierele de roci stîncoase, demonstrează că în procesul complex de fabricație sînt posibilități de creștere a productivității muncii datorate unor factori insuficient valorificați.

Aceste posibilități se regăsesc în cadrul tuturor proceselor simple care compun procesul complex de fabricație și cel mai pregnant în tehnologia de extracție a rocii utile.

În acest context este necesar să analizăm mulțimea posibilităților tehnico-organizatorice care pot fi aplicate și optimizate în procesul de extracție pentru condițiile geominiere specifice rocilor care fac obiectul exploatării, să

comparăm, din punct de vedere economic, variantele tehnologice aplicabile la realizarea proceselor simple și complexe din fluxul tehnologic principal și să determinăm variantele optime.

Alegerea tehnologiilor de extracție prin cariere se face prin optimizarea elementelor metodei de exploatare și are ca obiect creșterea în ritm intens a productivității muncii, realizarea unei producții maxime cu cantitate minimă de muncă și cheltuieli minime pe unitatea de produs.

Căile reale de creștere a producției, în ipoteza reducerii costurilor de producție și a consumului de muncă, se pot găsi prin modelarea economico-matematică, exemplificată prin prezentarea a două modele aplicabile la fundamentarea și optimizarea elementelor metodei de exploatare cu fișii direcționale descendente, utilizate în carierele de roci stîncoase.

Construirea modelelor matematice considerăm că trebuie să se facă în așa fel, încît să reflecte cît mai fidel procesul complex de extracție și să indice condițiile inițiale sau limită în care variază mărimile de intrare în modele și să permită interpretarea tehnică a acestor mărimi și restricții.

Elaborarea modelelor se poate realiza numai prin abordarea procesului complex de extracție prin prisma concepției sistemice, cînd poate fi considerat ca un sistem de grad mai mic sau

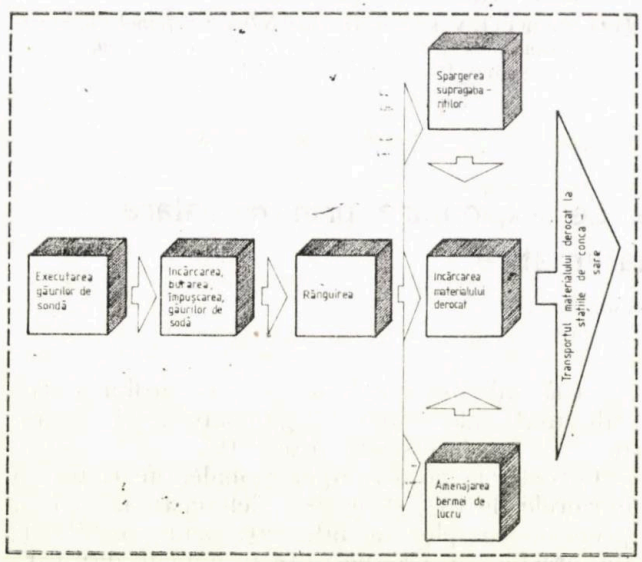


Fig. 1. Subsistemul și componentele sale.

subsistem, care trebuie să satisfacă permanent și eficient un echilibru între resurse și posibilități, în funcție de influența perturbațiilor ce pot să apară din interior și exterior (fig. 1).

Procesul complex de extracție, ca subsistem reglat, este în conexiune directă cu mediul exterior prin intrările și ieșirile din subsistem și în conexiune inversă cu regulatorul care controlează atît informațiile primite asupra ieșirilor din subsistem, cît și pe cele primite din mediul exterior și transmite comenzi de corecții intrărilor în subsistem și în mediul exterior.

În cazul nostru, în speță, transformarea intrărilor pentru a se ajunge la ieșirile din subsistem trebuie să asigure în permanență satisfacerea cerinței de piatră împușcată gabaritică, pentru a alimenta ritmic utilajele de excavare-încărcare, transport și sfărîmare-sortare.

Construirea modelului economico-matematic în condițiile muncii în cariere, deci implicit a criteriilor de optimizare, se poate realiza punînd în evidență legăturile care există între consumul de muncă determinat pe baza normativelor în vigoare și creșterea producției, pe de o parte, iar, pe de alta, între costurile unitare determinate pe baza normativelor și creșterea producției.

La un moment dat, extracția (subsistem și proces complex) este caracterizată prin valorile curente ale parametrilor de intrare S și reglaj X pentru care parametrii de ieșire trebuie să ia valori extreme (minime pentru costuri și consum de muncă, maxime pentru productivitatea muncii și producția realizată).

În acest sistem criteriile de optimizare pot fi :

— costurile de producție, $C \ldots C_{min}$;

— producția realizată, $Q \ldots Q_{max}$;

— consumul de muncă, $F \ldots F_{min}$.

Optimizarea trebuie să fie efectuată în raport cu toate aceste criterii, dar rolul hotărîtor îl au costurile de producție. Evident, varianta determinată trebuie să îndeplinească și condițiile următoare :

— producția realizată trebuie să fie cel puțin egală cu cea planificată ;

— consumul de muncă să nu depășească consumul admis.

Starea unui sistem fizic, economic sau de altă natură poate fi caracterizată prin intermediul valorilor pe care le iau anumite variabile de stare. Elementele variabile dau caracterul dinamic al sistemelor.

Variabilele care definesc subsistemul, extracția, sînt următoarele.

a. *Stimulii* (parametrii de intrare — mărimi independente, necontrolabile, impuse) :

— c a t e g o r i a r o c i i S_1 :

S_{11} — roca de categoria II_c ;

S_{12} — roca de categoria III_a ;

S_{13} — roca de categoria III_b ;

S_{14} — roca de categoria III_c ;

— t e c t o n i c a z ă c ă m î n t u l u i s a u g r a d u l d e f i s u r a r e S_2 :

S_{21} — zăcămînt compact ;

S_{22} — zăcămînt fisurat ;

S_{23} — zăcămînt puternic fisurat ;

— î n ă l ț i m e a t r e p t e i d e e x p l o a t a r e S_3 :

S_{31} — înălțimea treptei între 20—30 m ;

S_{32} — înălțimea treptei între 15—20 m ;

— lățimea bermei de lucru S_4:

S_{41} — lățimea bermei de lucru la un rînd de găuri de sondă pentru 15 m $> H <$ 20 m;

S_{42} — lățimea bermei de lucru la două rînduri de găuri de sondă pentru 15 m $> H <$ 20 m;

S_{43} — lățimea bermei de lucru la un rînd de găuri de sondă pentru 20 m $> H <$ 30 m;

S_{44} — lățimea bermei de lucru la două rînduri de găuri de sondă pentru 20 m $> H <$ 30 m;

— lățimea fîșiei direcționale excavate S_5:

S_{51} — lățimea fîșiei de 4 m;

S_{52} — lățimea fîșiei de 8 m;

— distanța medie de transport S_6:

S_{61} — distanța medie de transport de 100 m;

S_{62} — distanța medie de transport de 300 m;

S_{63} — distanța medie de transport de 500 m;

S_{64} — distanța medie de transport de 800 m;

S_{65} — distanța medie de transport de 1 000 m;

— numărul de trepte în exploatare simultan S_7;

S_{71} — o singură treaptă de exploatare;

S_{72} — două trepte de exploatare;

S_{73} — trei trepte de exploatare.

b. *Reacțiile sistemului*

— Rănguirea X_1

Este operația care constă în desprinderea sau îndepărtarea bucăților de rocă rămase agățate sau înțepenite, în urma exploziei, pe taluzuri, fără să se prăbușească, care ar putea să se desprindă ulterior și să dea naștere la accidente. Operația de rănguire se execută în frontul de lucru înaintea începerii celorlalte operații sau ori de cîte ori este necesar. Vom considera două variante de rănguire:

X_{11} — rănguirea efectuată de o echipă de mineri formată din doi muncitori (3 m $> H <$ 20 m);

X_{12} — rănguirea efectuată de o echipă de mineri formată din trei muncitori (3 m $> H <$ 30 m).

— Schema planului de forare-împușcare X_2

Vom considera două variante ale schemei de forare-împușcare:

X_{21} — schema planului de forare-împușcare cu găuri dispuse pe un rînd;

X_{22} — schema planului de forare-împușcare cu găuri dispuse pe două rînduri.

—Forarea găurilor de sondă X_3

Se realizează cu foreze NKP-100 M și FRA-115 cu diametrul de forare cuprins între 105 și 115 mm.

X_{31} — forarea găurilor de sondă cu foreze NKP-100 M;

X_{32} — fărarea găurilor de sondă cu foreze FRA-115.

—Încărcarea găurilor de sondă cu exploziv X_4

X_{41} — încărcarea manuală cu exploziv încartușat;

X_{42} — încărcarea manuală cu exploziv granular;

X_{43} — încărcarea mecanizată cu exploziv granular.

— Inițierea încărcăturii X_5

X_{51} — inițierea cu capsă pirotehnică și fitil detonant;

X_{52} — inițierea cu capsă electrică și fitil detonant.

— Spargerea blocurilor supragabaritice X_6

X_{61} — cu încărcături aplicate;

X_{62} — cu încărcături plasate în găuri de mină.

Această operație presupune perforarea găurilor de mină scurte cu un perforator P 58; încărcarea manuală a găurilor de mină cu exploziv încartușat; amorsarea cu capse electrice; burarea și aprinderea încărcăturii explozive.

—Încărcarea materialului derocat X_7

X_{71} — cu excavator de 1,5 m³/cupă;

X_{72} — cu excavator de 2,5 m³/cupă;

X_{73} — cu excavator de 3,0 m³/cupă;

X_{74} — cu excavator de 4,6 m³/cupă.

—Transportul materialului cu autobasculante X_8

X_{81} — cu autobasculante de 6,5 t.;

X_{82} — cu autobasculante de 10,5 t;

X_{83} — cu autobasculante de 16,0 t;

X_{84} — cu autobasculante de 27,0 t.

—Detașarea pintenilor și pragurilor de pe berma de lucru X_9

X_{91} — detașarea prin încărcături explozive în găuri de mină scurte;

X_{92} — detașarea prin încărcături explozive în găuri de sondă scurte.

II. Minimizarea consumului de muncă

Consumul de muncă este un element important care reflectă consumul fizic de muncă prin care se exprimă eficiența și productivitatea muncii.

Acest element trebuie optimizat avînd în vedere faptul că, pentru condiții de muncă aproximativ aceleași, consumul de muncă prezintă variații importante.

1. *Consumul de muncă la rănguire*

Consumul de muncă se calculează cu relaţia:

$F_1 = q_1(S_2, S_3, S_7, X_1, X_2) \cdot T_1(S_2, S_3, X_1)Q_i$, ore/schimb,

în care:

q_1 — consumul specific de suprafaţă rănguită pe unitatea de produs finit, 100 m²/t;

T_1 — consumul de manoperă, ore/100 m²;

Q_i — producţia realizată pe schimb, t.

2. *Consumul de muncă la forarea găurilor*

Consumul de muncă se calculează cu relaţia:

$F_2 = q_2(S_1, S_2, S_3, S_7, X_2, X_3) \cdot T_2 (S_1, S_2, S_7, X_2, X_3) \cdot Q_i$, ore/schimb,

în care:

q_2 — consumul specific de gaură pe unitatea de produs finit, m/t;

T_2 — consumul de manoperă la forare, ore/m.

3. *Consumul de muncă la încărcarea găurilor forate cu explozivi şi iniţierea încărcăturii*

Consumul de muncă la încărcarea cu exploziv şi iniţierea cu fitil detonant se calculează cu relaţia:

$F_3 = q_3(S_2, S_3, X_2, X_4, X_5) \cdot T_3 (S_2, S_3, X_2, X_4, X_5) \cdot Q_i$, ore/schimb,

în care:

q_3 — consumul specific de material extras la producţia unitară, t/t;

T_3 — consumul de manoperă pe operaţie, ore/t.

4. *Consumul de muncă la spargerea blocurilor supragabaritice*

Consumul de muncă la spargerea blocurilor supragabaritice se poate determina în funcţie de procedeele utilizate:

a) prin găuri de mină;

b) prin încărcături aplicate.

Pentru varianta a) se utilizează formula de la punctul 2, iar pentru varianta b) formula de mai jos:

$F_4 = q_4(S_1, S_2, X_6, X_7) \cdot T_4(S_1, S_4, X_6, X_7) \cdot Q_i$, ore/schimb,

în care:

q_4 — consumul specific de blocuri supragabaritice pe unitatea de produs finit, 100 buc/t;

T_4 — consumul de manoperă pe operaţie, ore/100 buc.

5. *Consumul de muncă la încărcarea materialului derocat*

Consumul de muncă se calculează cu relaţia:

$F_5 = q_5(S_3, S_4, S_6, X_7, X_8) \cdot T_5 (S_3, S_4, S_6, X_7) \cdot Q_i$, ore/schimb,

în care:

q_5 — consumul specific de material derocat şi încărcat pe unitatea de produs finit, t/t;

T_5 — consumul de manoperă pe operaţie, ore/t.

6. *Consumul de muncă la transportul materialului*

$F_6 = q_6(S_4, S_6, X_7, X_8) \cdot T_6(S_4, S_6, X_7, X_8) \cdot Q_i$, ore/schimb,

în care:

q_6 — consumul specific de material transportat la distanţa medie de transport şi pe unitatea de produs, t·km/t;

T_6 — consumul de manoperă pe operaţie, ore/t·km.

7. *Consumul de muncă la detaşarea pragurilor şi pintenilor de pe berma de lucru*

Deoarece la această lucrare concură tot operaţiile descrise la punctele 2 şi 3, calculul consumului de muncă se face cu formulele F_2 şi F_3 aplicate la consumurile specifice de gaură de detaşare pe produs finit şi, respectiv, la consumul specific de material extras din pinteni şi praguri pe produs finit.

Consumul de muncă total $F_t = F_1 + F_2 + F_3 + F_4 + F_5 + F_6 + F_7$, ore/schimb.

Optimizarea consumului de muncă se face în ipoteza punerii în evidenţă a legăturii ce există între normele de producţie, calculate pe baza normativelor în vigoare, creşterea producţiei şi valorile din graf care influenţează durata operaţiilor (fig. 2).

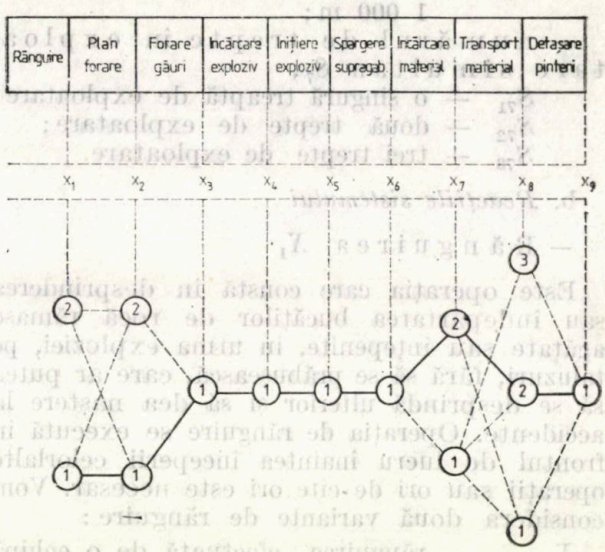


Fig. 2. Optimizare după manoperă.

Din suma consumurilor de muncă în procesul de extracţie ne interesează acel drum din graf care are consumul minim de muncă, pentru care producţia este maximă şi costul de producţie este minim.

III. Minimizarea costurilor de producţie

Costul de producţie — categorie economică ce reflectă efortul de muncă materializată în mijloacele de producţie consumate şi munca vie corespunzătoare retribuţiei personalului

muncitor – prin structură, mărime și evoluție, oglindește gradul de eficiență cu care unitatea economică își îndeplinește sarcinile de producție.

Costul de producție se manifestă ca o categorie economică distinctă impusă, pe de o parte, de necesitatea urmăririi permanente a consumurilor de valori în procesul de producție în vederea reducerii sistematice a acestora, iar, pe de altă parte, de cerințele autoconducerii și autogestiunii economice.

Cunoașterea aprofundată a costurilor de producție constituie o necesitate de prim ordin și o condiție esențială pentru aplicarea cu succes a măsurilor de organizare și modernizare a producției, precum și un îndreptar pentru cadrele de conducere în luarea celor mai eficiente decizii pentru intensificarea acțiunilor de mobilizare a tuturor rezervelor interne.

În acest context este imperios necesară elaborarea unui model economico-matematic al cheltuielilor de producție prin care să se permită stabilirea variantelor optime în alegerea tehnologiilor de extracție.

Cheltuielile ce se fac la folosirea metodei de exploatare cu fișii direcționale descendente se calculează după cum urmează.

1. *Cheltuieli cu manopera personalului muncitor la rănguire*

$C_1 = q_1(S_2, S_3, S_7, X_1, X_2) \cdot M_1 (S_2, S_3, S_7, X_1) \cdot Q_i$, lei/schimb,

unde :

M — consum de manoperă pe operație, lei/100 m².

În această formulă și cele care urmează se păstrează notațiile utilizate la modelul privitor la manoperă.

2. *Cheltuieli cu manopera personalului muncitor la forare*

$C_2 = q_2(S_1, S_2, S_3, S_7, X_2, X_3) \cdot M_2 (S_1, X_3) \cdot Q_i$, lei/schimb,

unde :

M_2 — consum de manoperă pe operație, lei/m.

3. *Cheltuieli cu manopera personalului muncitor la încărcarea găurilor cu explozivi și inițierea încărcăturii*

$C_3 = q_3(S_1, S_2, S_3, X_2, X_4, X_5, X_6) \cdot M_3 (S_1, S_2, X_2, X_4, X_5) Q_i$, lei/schimb,

unde :

M_3 — consum de manoperă pe operație, lei/t.

4. *Cheltuieli cu manopera personalului muncitor la spargerea blocurilor supragabaritice*

$C_4 = q_4(S_1, S_2, X_6, X_7) \cdot M_4 (S_1, S_2, X_6) \cdot Q_i$, lei/schimb,

unde :

M_4 — consum de manoperă pe operație, lei/100 buc. bloc.

5. *Cheltuieli cu manopera personalului muncitor la încărcarea materialului*

$C_5 = q_5(S_1, S_2, S_4, S_5, X_7, X_8) \cdot M_5 (S_1, X_7) \cdot Q_i$, lei/schimb,

unde :

M_5 — consum de manoperă pe operație, lei/t.

6. *Cheltuieli cu manopera personalului muncitor la transport material*

$C_6 = q_6 (S_4, S_6, X_7, X_8) \cdot M_6(X_8) \cdot Q_i$, lei/schimb,

unde :

M_6 — consum de manoperă pe operație, lei/t · km.

7. *Cheltuieli cu manopera personalului muncitor la detașarea pintenilor și pragurilor*

Calculul acestor cheltuieli se face ținînd seama de formulele de la punctele 2 și 3, cu deosebire că se pot utiliza consumurile specifice de gaură de detașare pe produs finit și consumul specific de material extras din praguri și pinteni pe produs finit.

8. *Cheltuieli cu materialul exploziv și mijloacele de inițiere*

$C_8 = q_8(S_1, S_2, S_3, S_4, X_2, X_3, X_4, X_5, X_6, X_9) \cdot P_8(X_2) \cdot Q_i$, lei/schimb,

unde :

q_8 — consumul specific de material exploziv utilizat, lei/kg, m/t sau buc/t;

P_8 — prețul de livrare al explozivului, lei/um.

9. *Cheltuieli cu energia electrică utilizată*

$C_9 = q_9(S_1, S_2, S_7, X_3, X_6, X_7, X_8, X_9) \cdot P_9 \cdot Q_i$, lei/schimb,

unde :

q_9 — consumul specific de energie electrică la operațiile de forare, încărcare și producere aer comprimat, kWh/t;

P_9 — prețul de livrare a energiei electrice, lei/kWh.

10. *Cheltuieli cu combustibilul*

$C_{10} = q_{10}(S_1, S_2, S_6, S_7, X_6, X_7, X_8, X_9) \cdot P_{10} \cdot Q_i$, lei/schimb,

unde :

q_{10} — consumul specific de combustibil utilizat la forare, încărcare și transport, lei/t;

P_{10} — prețul de livrare al combustibilului, lei/um.

11. *Cheltuieli cu amortizarea utilajelor și instalațiilor folosite*

$C_{11} = (q_{11f} + q_{11c} + q_{11e} + q_{11a})$, lei/schimb,

unde :

$q_{11} = \dfrac{C_a C_i}{ns}$, lei/schimb;

q_{11} — amortisment pe utilaj sau instalație, lei/schimb;

C_a — cota de amortizare anuală;

C_i — costul instalației/utilajului, lei;

ns — număr de schimburi pe an.

12. *Cheltuieli cu materialele utilizate*

$C_{12} = q_{12m}(S_1, S_2, S_3, X_3) P_m Q_i$, lei/schimb, unde :

q_{12m} — consumuri specifice de materiale : tije de sfredele ; coloane de foraj ; capete detașabile ; capete de foreză ; frînghie ; ulei etc.

P_m — prețul de livrare a materialelor, lei.

Costul total : $C_t = C_1 + C_2 + C_3 + C_4 + C_5 + C_6 + C_7 + C_8 + C_9 + C_{10} + C_{11} + C_{12}$, lei/schimb.

Utilizarea costurilor de producție în calitate de criteriu de optimizare și indicator de apreciere a eficienței rezidă în teoria compatibilității criteriilor de optimizare și, în consecință, a convergenței deciziilor optime din economie.

Optimizarea costurilor de producție presupune realizarea unor combinații raționale a factorilor de producție care să asigure varianta cea mai economică de extragere a rocii, utilizînd cît mai eficient resursele disponibile și în special posibilitățile de dimensionare științifică a elementelor planului de forare-împușcare (fig 3).

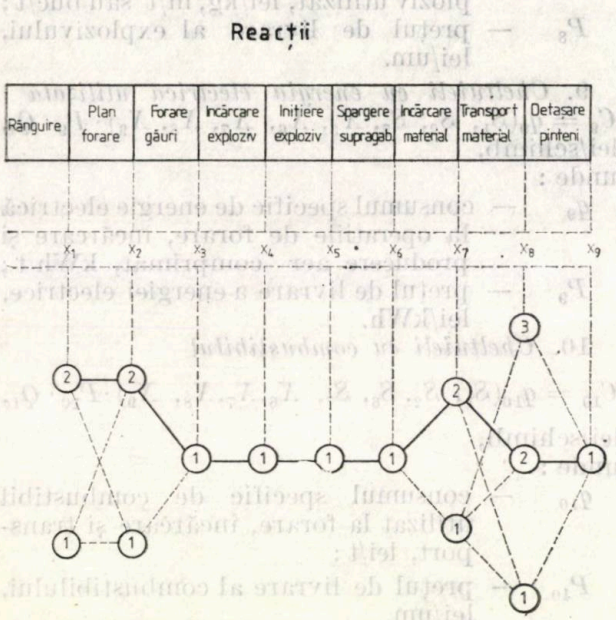


Fig. 3. Optimizare după costuri.

IV. Criterii de alegere a variantelor

Alegerea variantei optime de exploatare trebuie tratată corespunzător, respectiv fundamentată științific, avînd în vedere faptul că în multe unități :

— alegerea variantei tehnologice de exploatare are la bază numai experiența și rutina specialiștilor cu privire la relația dintre condițiile naturale și rezultatele împușcării rocii ;

— în unele cazuri, nu se fac o documentație și un calcul estimativ care să stea la baza adoptării unei variante ;

— argumentele cu care s-a ajuns la adoptarea unei soluții sînt aprecieri cantitative, parțiale, cu o amprentă subiectivă.

Între modul cum trebuie gîndită și rezolvată problema analizei și alegerii variantelor de exploatare în stadiul actual al dezvoltării tehnicii și în general al economiei naționale și modul cum este rezolvată problema în carierele de roci stîncoase există o deosebire esențială. În primul caz, procesul luării deciziei privind alegerea variantei tehnologice de exploatare este privit ca un rezultat al interdependențelor ce există între condițiile naturale, varietatea de metode posibile și ansamblul indicatorilor ce caracterizează activitatea, în timp ce în practica curentă se merge pe rutină și pe rezultatele de moment. Sîntem de părere că utilizarea analizei pe baza grafelor duce la un mod de gîndire suplu, bine structurat și organizat, capabil să răspundă exigențelor unei conduceri științifice.

Extragerea rocilor utile prin cariere reprezintă un sistem tehnologic complex și nu mai poate fi condus prin decizii unilaterale, fără a avea o viziune de ansamblu. Căutarea soluțiilor optime poate avea loc numai în măsura în care se găsesc mai multe variante cu care se realizează acest obiectiv, modelarea matematică rezolvînd acest deziderat.

În alegerea variantei tehnologice de exploatare trebuie să se țină seama de cel puțin trei componente :

— mulțimea parametrilor independenți sau a condițiilor geominiere nemodificabile ale unui bloc de exploatare (stimuli S) ;

— mulțimea soluțiilor rațional disponibile sau mulțimea variantelor posibile (reacții X) ;

— mulțimea indicatorilor care caracterizează rezultatele exploatării (I).

Din reuniunea celor trei componente rezultă ceea ce definim situația decizională sau prescurtat : $D = SU\ XUI$.

Tehnologiile de exploatare prin cariere a rocilor utile stîncoase care urmează a fi aplicate în viitor impun ca o necesitate obiectivă studierea lor cu ajutorul modelelor matematice pentru următoarele considerente :

— nivelul de complexitate crescîndă cu care se confruntă exploatarea prin cariere a rocilor utile pentru materialele de construcții ;

— existența în procesul de exploatare a o serie de locuri înguste care cer a fi lichidate ;

— posibilitatea de optimizare a parametrilor metodei de exploatare și de creștere a eficienței economice.

În carierele de roci stîncoase factorul rocă joacă un rol important în cadrul metodei de exploatare atît sub aspect tehnic, cît și sub aspect economic.

Din punct de vedere tehnic, alegerea variantelor optime se face în ipoteza realizării următoarelor condiții :

— obținerea unui volum mare de rocă împușcată ;

— granulometria materialului derocat să fie cît mai aproape de deschiderea gurii de primire a concasorului primar ;

— frontul de lucru în urma împușcării să prezinte un taluz uniform, nu prea fisurat cu un procent de negabariți care să nu depășească 10% ;

— eliminarea completă a accidentelor umane sau materiale în procesul de extragere a rocii și asigurarea securității depline a muncii ;

— pagubele pricinuite de pierderile în intercalațiile sterile să fie cît mai mici.

Din punct de vedere economic, scopul activității productive este realizarea sau depășirea volumului de plan, prin obținerea de economii la unitatea de produs finit, asigurîndu-se implicit realizarea sau depășirea volumului de beneficiu planificat.

Optimizarea elementelor metodelor de exploatare în carierele de roci stîncoase asigură volumul necesar de rocă pentru prelucrare în vederea realizării planului fizic și valoric și în acest context alegerea variantelor optime presupune realizarea următoarelor condiții :

— consumul de manoperă la împușcarea secundară să fie nul sau foarte mic ;

— cheltuielile de derocare, încărcare și transport să fie mai mici ca cele planificate ;

— consumul de manoperă la derocare, încărcare și transport să fie mai mic sau cel mult egal cu cel admis ;

— consumul de energie electrică la derocare și încărcare să fie mai mic decît cel normat ;

— diminuarea unei poziții de cheltuieli :

- pînă la limita la care nu presupune creșterea alteia cu o valoare mai mare sau apariția unor cheltuieli terțe ;
- numai în cazul în care nu presupune apariția (sau creșterea) altei poziții consumatoare de materiale deficitare sau energie ;
- numai dacă nu presupune la o altă poziție un plus de dotare care să nu poată fi folosită la capacitate;

— intervenția concentrată și diferențiată asupra pozițiilor de cheltuieli, alegînd varianta care să conducă la totalul minim ;

— cheltuieli totale și materiale la activitatea din cariere, să păstreze dinamica prevăzută în normele și normativele de plan.

V. Programul OPTIM și funcțiile sale

Programul OPTIM este destinat optimizării elementelor metodelor de exploatare aplicabile în carierele de roci stîncoase (fig. 4).

Funcțiile programului sînt următoarele.

— Funcția de introducere a elementelor care definesc cele două modele economice. În cadrul acesteia se precizează : numărul maxim de variante pentru fiecare reacție în parte ; eventualele incompatibilități ale variantelor de reacții ; coeficienții modelelor.

— Funcția de optimizare sau determinare a celor mai bune combinații ale variantelor de reacții se realizează în cadrul subprogramelor IOPTIM.FTN (care are rol de control general al optimizării, reluare în caz de incident, scrierea în fișierele de variante, calculul valorilor funcțiilor modelelor) și INSMIN.FTN (în care combinația de arce găsită se compară cu cele mai bune obținute și, dacă este cazul, o inserează în cadrul acestora).

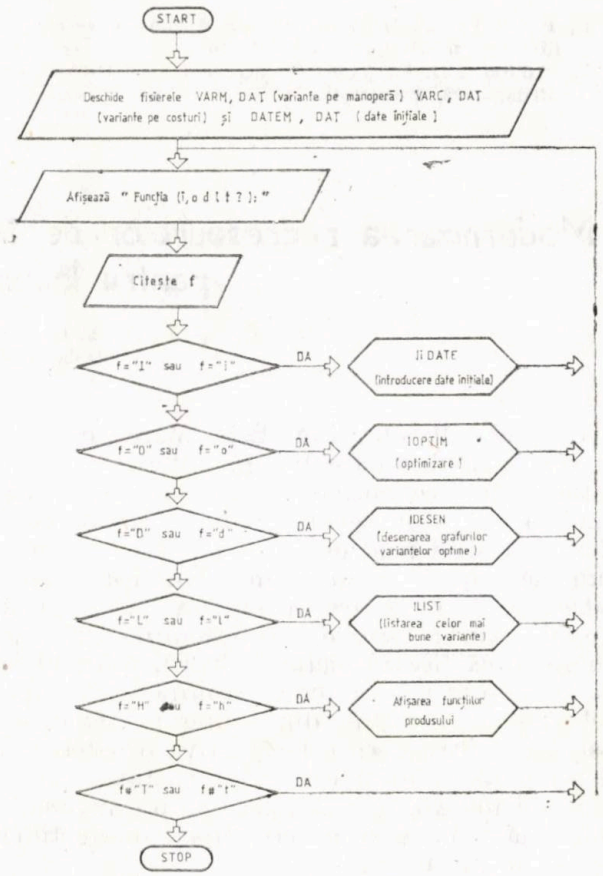


Fig. 4. Schema funcțională a programului OPTIM-C.

— Funcția de desenare a grafului variantei optime după criteriul costului minim sau manoperei minime, care se realizează în cadrul subprogramelor IDESEN.FTN și LINII.FTN.

— Funcția de listare a tuturor combinațiilor de variante de reacții reținute în fișierele VRAC.DAT și VRAM.DAT, care se realizează în subprogramul ILIST.FTN.

Modelul economico-matematic este alcătuit dintr-un program principal (OPTIM) și din subprogramele LIDATE, IARCE IOPTIM, INSMIN, IDESEN, LINII și ILIST, toate scrise în limbajul FORTRAN-77.

Bibliografie

[1] Amirov, I. D. *Pregătirea tehnico-științifică a producției industriale.* Ed. Științifică și Enciclopedică, București, 1982.
[2] Bărbulescu, C. *Metode și tehnici de optimizare a organizării producției în unitățile industriale.* Ed. Politică, București, 1978.
[3] Crăciun, A. *Optimizarea parametrilor metodei de exploatare prin modelarea economico-matematică.* Comunicare la simpozionul „Organizarea și modernizarea fluxurilor de fabricație pentru agregate de carieră", Maramureș, mai, 1988.
[4] Dumitrescu, M. *Organizarea structurală a întreprinderilor. Elemente de organizare și conducere.* Ed. Științifică, București, 1969.
[5] Dumitrescu, M. (coord.) *Enciclopedia conducerii întreprinderii.* Ed. Științifică și Enciclopedică, București, 1981.
[6] Fabian, J. *Model de încărcare și transport în exploatările la zi.* Rudy, 27 nov. 1979.
[7] Fodor, D. *Exploatări miniere la zi.* Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1979.
[8] Fodor, D. ș.a. *Mecanizarea în exploatările miniere la zi.* Ed. Tehnică, București, 1978.
[9] Georgescu, M. *Optimizarea metodelor de exploatare în subteran a zăcămintelor.* Ed. Tehnică, București, 1986.
[10] Kuțev, L. *Matematica și conducerea producției.* Ed. Tehnică, București, 1971.
[11] Luca Marius, Al. C. *Studiul și normarea muncii în industria minieră.* Ed. Tehnică, București, 1974.
[12] Luca Marius, Al. C. *Conducerea activității de producție în industria minieră.* Ed. Tehnică, București, 1977.
[13] Mihuț, I. *Bazele conducerii întreprinderii.* Ed. Dacia, Cluj, 1981.
[14] Popa, A. (coord). *Manualul inginerului de mine.* Vol. III, Ed. Tehnică, București, 1981.
[15] Rusu, C. *Organizarea structurală-informațională a întreprinderii.* Ed. Politică, București, 1978.
[16] Simionescu, A., Dijmărescu, I. *Organizarea și conducerea activităților miniere.* Ed. Tehnică, București, 1985.
[17] Vigu, P., Dumitru, G. *Știința conducerii. Economia aplicată.* Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1983.

Modernizarea redresoarelor de încărcare a bateriilor de acumulatoare pentru locomotivele de mină

Dr. ing. **V. Țiplea**, conf. dr. ing. **E. Micu**, ing. **S. Fekete**
Centrala Minereurilor Baia Mare

Centrala Minereurilor Baia Mare folosește la transportul minereului în subteran un mare număr de locomotive cu acumulatoare, tip LAM-4. Avînd în vedere tendința actuală de a dezvolta acest mod de transport minier subteran, se impune crearea unor condiții tehnice adecvate de încărcare, în atelierele din minele de minereuri neferoase, a bateriilor de acumulatoare după fiecare ciclu de lucru, folosind în acest scop utilaje de mare fiabilitate. Punctele tehnice de încărcare din subteran trebuie să asigure pentru fiecare locomotivă o baterie de acumulatoare încărcată la capacitatea nominală de 400 Ah, care să-i permită o funcționare normală, la întreaga putere și forță de tracțiune pe o durată de 8 ore.

Serviciul mecano-energetic din cadrul Centralei Minereurilor Baia Mare a inițiat o colaborare cu Institutul de Subingineri Baia Mare care a permis realizarea unei soluții de modernizare a redresoarelor de încărcare existente în dotarea minelor, utilizînd subansamble tipizate de producție românească. Soluția de modernizare proiectată se poate aplica tuturor redresoarelor de tipul RIB 90/80 inactive din cauza unor defecțiuni tehnice și a unor lipsuri de piese de schimb, cu ocazia programării lor în reparații, după tehnologii moderne în sistem industrial în cadrul Centralei Minereurilor Baia Mare.

Redresoarele utilizate în prezent în subteran la încărcarea bateriilor de acumulatoare ale locomotivelor de mină, de tip RIB 90/80, în construcție antigrizutoasă, antideflagrantă folosesc pentru reglarea curentului de încărcare amplificatoare magnetice comandate de preamplificatoare magnetice. La fabricarea și repararea acestor elemente de execuție se consumă mari cantități de materiale electrotehnice (cupru și tablă silicioasă), iar pierderile electrice însemnate din circuitele magnetice și înfășurări înrăutățesc randamentul instalației. Ținînd seama de uzura morală a acestor instalații și de complexitatea procesului de reparații a redresoarelor defecte, serviciul mecano-energetic din cadrul Centralei Minereurilor Baia Mare a pus bazele organizării unui flux de modernizare a redresoarelor din dotare, pe baza prototipului realizat la Institutul de Subingineri și aflat în subteran pentru probe de anduranță. În prezent se află în curs de realizare seria zero, producția de serie urmînd să se organizeze în mod centralizat la uzina proprie de reparații din cadrul Centralei Minereurilor Baia Mare.

Redresorul modernizat RIB 90/80 M*, cu un sistem de reglare cu tiristoare, prezintă avantajul că este mai fiabil, are randament superior și greutate mică. Din utilajul vechi s-au recuperat transformatorul, carcasa antigrizutoasă și scheletul metalic, subansamble refolosibile în redresorul modernizat RIB 90/80 M.

Schema redresorului modernizat RIB 90/80 M în punte trifazată semicomandată, cu reglare

* RIB 90/80 M — redresor modernizat — denumire adoptată de autori.

automată a curentului de încărcare, este dată în figura 1.

La transformatorul vechi nemodernizat RIB 90/80 s-a rebobinat înfășurarea de comandă, de la 100 la 20 V, înfășurare care furnizează semnalele de sincronizare cu tensiunile alternative aplicate pe tiristoare, semnale necesare blocului electronic de comandă pe grilă.

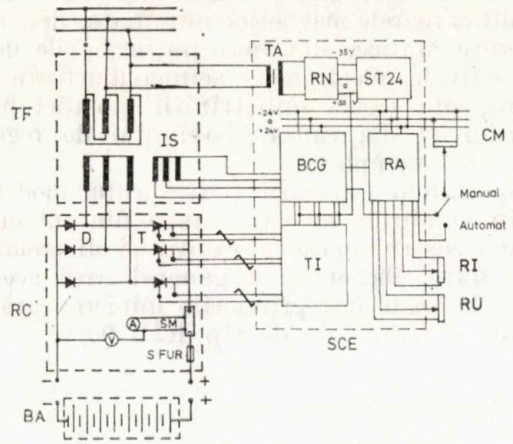


Fig. 1. Schema redresorului modernizat RIB 90/80 M: *TF* — transformator de forță; *RC* — redresor comandat; *BA* — baterie de acumulatoare; *IS* — înfășurare de sincronizare; *D* — diode; *T* — tiristoare; *SM* — șunt de măsură; *SFUR* — siguranță fuzibilă ultrarapidă; *TA* — transformator de alimentare; *RN* — redresor nestabilizat; *BCG* — bloc de comandă pe grilă; *ST* — sursă stabilizată; *TI* — transformatoare de impuls; *RA* — regulator automat; *CM* — comandă manuală; *RI* — referință de curent; *RU* — referință de tensiune; *SCE* — sertar de comandă electronică.

Sertarul de comandă și reglare automată cuprinde următoarele blocuri (fig. 1) cu următoarele funcțiuni:

— transformatorul TA, de 380/2×28 V, și redresorul nestabilizat RN, de ±35 V, servesc la alimentarea cu curent continuu a sursei stabilizate, blocului electric de comandă pe grilă și regulatorului automat;

— surse de tensiune stabilizată ST, de ± 24V, alimentează cele două blocuri electrice, de comandă și reglare;

— blocul de comandă pe grilă BCG asigură impulsuri de comandă cu front abrupt, necesare intrării în conducție a tiristoarelor la momentul necesar;

— regulatorul automat RA menține curentul de încărcare la o valoare prestabilită, indiferent de gradul de încărcare a bateriei, dînd comandă de reducere a acestui curent după ce bateria s-a încărcat;

— transformatoarele de impuls TI asigură separarea galvanică între partea de comandă și partea de forță a redresorului.

Redresorul poate fi comandat manual sau automat. În regim automat, regulatorul menține constantă valoarea curentului de încărcare a bateriei la valoarea prestabilită cu potențiometrul RI (fig. 1) și dă comandă de micșorare a curentului de încărcare la o valoare de 10% din curentul normal de încărcare, după ce bateria s-a încărcat (cînd tensiunea pe element, la acumulatoarele cu plumb, are valoare de 2,4...2,45 V). Cu acest curent redus bateria poate rămîne conectată la redresor un timp îndelungat, fără ca degajarea de gaze să fie

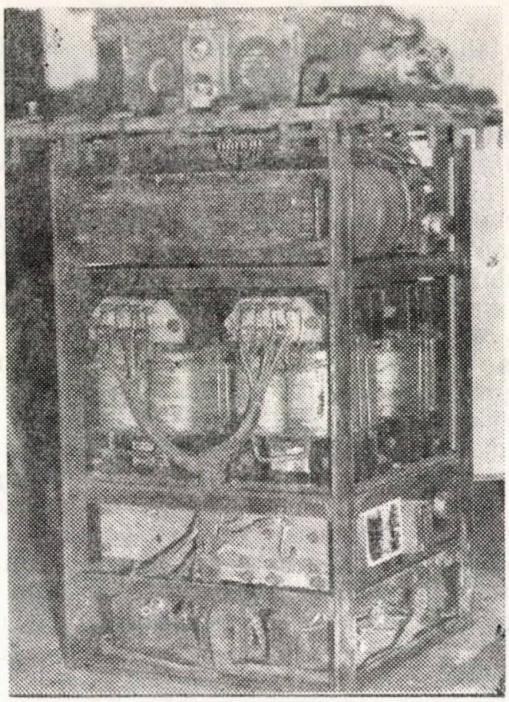


Fig. 2 *a*. Redresor RIB 90/80, nemodernizat, cu amplificator magnetic.

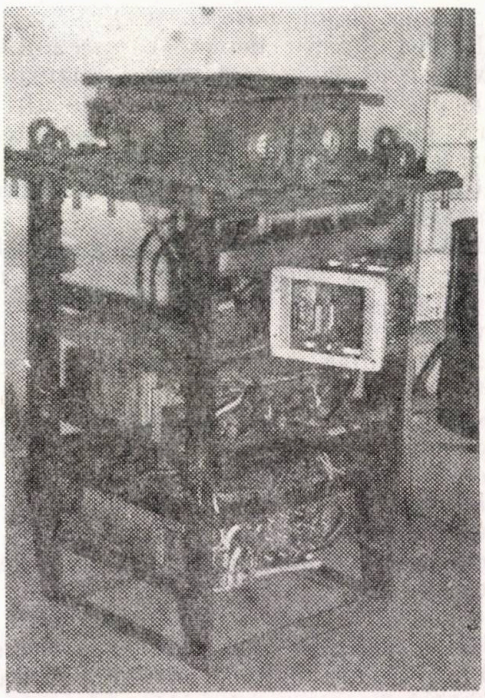


Fig. 2 *b*. Redresor RIB 90/80 M modernizat, cu tiristoare.

importantă. Valoarea tensiunii la care se reduce curentul de încărcare, în funcție de numărul de elemente ale bateriei aflate în funcțiune, se fixează la potențiometrul RU (fig. 1).

În figurile 2*a* și *b* sînt prezentate redresoarele : modernizat și nemodernizat.

Sertarul electronic de comandă și reglare, rabatabil (fig. 2*b*), este realizat sub formă de module schimbabile, ceea ce permite înlocuirea blocurilor defecte ale redresorului RIB 90/80 M, pe locul în care acesta este montat, fără a fi necesar ca utilajul să fie transportat la suprafața minei, în ateliere speciale de reparații. Blocurile electronice, sub formă de plăci cu circuite imprimate (cartele), de dimensiuni normalizate, sînt introduse în sertar ghidate de șine din material plastic, legăturile electrice cu blocurile vecine făcîndu-se cu conectoare de 23 contacte. Această soluție constructivă conferă instalației avantajul comodității în execuție și exploatare.

Prin modernizarea redresoarelor de încărcare a bateriilor de acumulatoare pentru locomotivele de mină LAM-4, de tip RIB 90/80, rezultă importante economii de materiale (dintre care o cantitate de 55 kg cupru la fiecare redresor modernizat), însemnate economii de energie electrică, prin creșterea randamentului ca urmare a eliminării pierderilor din amplificatoarele magnetice, reducerea cu circa 40% a greutății redresorului și o mai mare fiabilitate. Amplificatoarele magnetice eliminate, deși sînt elemente statice, sînt mai puțin fiabile decît dispozitivele electronice semiconductoare de putere, din cauza îmbătrînirii izolației înfășurărilor și din cauza sistemului de reglare mult mai complex.

Rezultatele încercării redresorului modernizat în condițiile de exploatare din subteran, la Mina Nistru din cadrul Centralei Minereurilor Baia Mare, îndreptățesc generalizarea acestei soluții la toate întreprinderile miniere, care au în dotare redresoare de tip RIB 90/80.

Realizarea unui filtru de reținere a gazelor interferente măsurării oxidului de carbon cu detectoare colorimetrice

Chim. V. **Bardocz**, chim. **Elena Dobrescu**
C.C.I.T.P.S.M. Petroșani

Pentru detectarea momentană a concentrațiilor de CO în subteran, unitățile miniere sînt dotate cu detectoare colorimetrice din import la care măsurarea se bazează pe o reacție de oxido-reducere cu schimbare de culoare a unui compus chimic de către CO.

Utilizarea acestor detectoare prezintă însă inconvenientul că în majoritatea cazurilor CO este însoțit în atmosfera minieră de alți componenți gazoși, care dau cu substanțele ce formează încărcătura detectoarelor aceleași reacții ca și CO, afectînd astfel rezultatul determinărilor.

Ținînd seama de faptul că la specificitatea reacțiilor redox pentru detectarea CO nu se poate interveni, singura cale de înlăturare a inconvenientului de interferare a gazelor însoțitoare s-a dovedit a fi aplicarea unor sisteme de reținere a acestora.

Obiectivul cercetării a cuprins lucrări pentru elaborarea sistemului de reținere a gazelor interferente cu materiale fabricate în țară. S-a elaborat de asemenea tehnologia de lucru pentru organizarea microproducției și s-au elaborat metodologiile de testare a materialelor de reținere și a filtrelor produse.

Cu toate că realizarea filtrelor a plecat de la necesitatea utilizării detectoarelor colorimetrice de CO în prezența hidrocarburilor rezultate la manifestări de scurgeri de hidrocarburi în unele mine de cărbuni, în cadrul cercetării s-a avut în vedere extinderea utilizării filtrelor elaborate și pentru reținerea altor gaze interferente, ca : NO_2, SO_2, H_2S, cetone, aldehide etc. Se preconizează totodată ca filtrele să poată fi utilizate la măsurarea corectă a metanului cu detectoare portabile în prezența hidrocarburilor, permițînd depistarea calitativă a prezenței acestora alături de metan.

Principalele surse de CO și gaze însoțitoare în diferite condiții de mină

Lucrările de împușcare constituie una din sursele de CO însoțit de oxizi de azot și bioxid de carbon în toate tipurile de mină, de SO_2 și H_2S în minele sulfuroase și respectiv de metan și hidrocarburi în minele de cărbuni și țiței.

Eșaparea motoarelor cu ardere internă constituie sursă de CO însoțit de CO_2, oxizi de azot, hidrocarburi, aldehide, cetone, în toate tipurile de mine.

Aerul comprimat reprezintă o altă sursă de CO, sursă în care CO este însoțit de hidrocarburi rezultate din descompunerea uleiurilor, în situația defectării compresoarelor.

În focurile subterane, CO este însoțit de CO_2, hidrocarburi (saturate, nesaturate, aromatice), în minele de cărbuni și țiței, și respectiv de

SO_2 și H_2S în minele sulfuroase și uneori în cele de cărbuni.

Exploziile constituie și ele o sursă de CO, însoțit de CO_2, H_2, hidrocarburi, în cazul exploziilor de CH_4 și praf de cărbune sau de hidrocarburi și, respectiv, de SO_2, în cazul exploziilor de pulberi cu conținut de sulf.

Exceptînd CO_2 și CH_4, componenții însoțitori dau reacție de reducere cu reactivii din detectoarele colorimetrice prin care simulează prezența CO. Pentru stabilirea concentrațiilor limită de la care diferiți componenți gazoși deranjează determinările de CO cu detectoare colorimetrice, s-au efectuat determinări de laborator cu amestecuri etalon de diferite concentrații ale componenților: H_2, C_3H_8, C_4H_{10}, C_2H_2, vapori de benzen, aldehide, cetone, H_2S, SO_2, NO_2, concentrațiile limită de la care sînt deranjate determinările fiind tabelate.

Tabelul 1

Component	Concentrația limită, % vol	Cantitatea de probă, cm³
Propan-butan	0,001%	pentru 1 000 cm³
Acetilenă	0,001%	pentru 1 000 cm³
Etilenă	0,001%	pentru 1 000 cm³
Benzen	0,001%	pentru 1 000 cm³
Formaldehidă	0,001%	pentru 1 000 cm³
Acetonă	0,001%	pentru 1 000 cm³
H_2S	0,001%	pentru 1 000 cm³
SO_2	0,001%	pentru 1 000 cm³
NO_2	0,001%	pentru 1 000 cm³
Hidrogen	peste 10%	pentru 100 cm³

Pentru reținerea însoțitorilor nedoriți se oferă două posibilități. Fie că aceștia sînt angajați într-o reacție chimică prin care se transformă în compuși inactivi din punctul de vedere al reacției de detectare a CO, fie că sînt reținuți prin adsorbție sau absorbție de un adsorbant, respectiv absorbant adecvat.

La elaborarea sistemului de reținere a gazelor interferente s-a ținut seama de anumite criterii, cum sînt:

— sistemul să rețină toate gazele interferente enumerate mai sus;

— capacitatea de reținere să asigure cel puțin o determinare a CO în condițiile celor mai mari concentrații posibile a gazelor însoțitoare;

— sistemul de reținere să nu influențeze precizia de determinare;

— materialele utilizate pentru confecționare să fie procurabile din țară și să fie ușor accesibile.

Principiul de reținere

Cărbunele activ este considerat, după cum se știe, unul dintre adsorbanții cu cele mai largi utilizări în industrie și ca atare atenția noastră a fost îndreptată spre utilizarea acestuia în sistemul de reținere propus.

Din determinările efectuate asupra unei game largi de hidrocarburi și alți compuși organici (C_2H_2, C_2H_4, C_2H_6, C_3H_8, C_4H_8, C_4H_{10}, acetaldehidă, acetonă etc.) s-a constatat că și pentru hidrocarburile ce însoțesc CO cărbunele activ are o capacitate bună de absorbție, exceptînd hidrogenul, care în cazuri extreme poate atinge concentrații care să deranjeze determinarea CO.

Pentru a ameliora reducerea capacității de reținere a CO de către CO_2, sistemul de reținere al dispozitivului este prevăzut și cu un strat de var sodat, menit să rețină umiditatea din aer (care de obicei reduce capacitatea de absorbție a cărbunelui), precum și componenți ca NO_2, H_2S, SO_2 adsorbiți puternic și de cărbunele activ.

Au fost studiate capacitățile de adsorbție ale cărbunelui activ furnizat de Întreprinderea de mase plastice Buzău, cărbune utilizat de altfel la confecționarea acestor filtre, în comparație cu capacitățile de adsorbție ale cărbunelui activ din import, utilizat în cromatografie.

În ceea ce privește încărcătura filtrului, aceasta este constituită dintr-un strat de 3 cm (0,4 g) var sodat și dintr-un strat de cărbune activ de 4 cm (0,3 g). Încărcătura este închisă ermetic într-o fiolă din sticlă (Ø = 6—7 mm), sudată la capete (cu flacăra unui arzător de gaz). La capătul încărcăturii de cărbune activ se află un dop permeabil pentru aer, confecționat din fibre sintetice, iar la capătul încărcăturii de var sodat se află un dop din vată de sticlă. Sensul de aspirare a aerului este indicat printr-o săgeată însemnată pe sticlă.

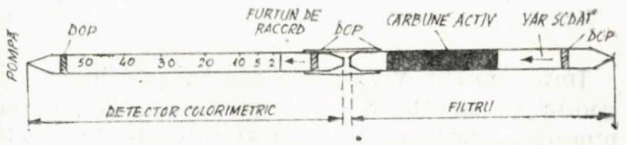


Fig. 1

Instrucțiuni de utilizare

Pentru determinări de CO cu detectoare colorimetrice:

— se sparg capetele fiolei din sticlă (cu dispozitivul de spargere de pe pompa de aspirare);

— se racordează un capăt al filtrului la detectorul colorimetric, cu ajutorul unui furtun de cauciuc, avînd grijă ca sensul săgeții de pe filtru să coincidă sensului săgeții de pe detector, săgeata indicînd sensul de aspirare a probei de aer prin filtru și detector cu ajutorul pompei de aspirare;

— se procedează la aspirarea probei de aer de analizat cu ajutorul pompei de aspirare a detectoarelor colorimetrice, aplicînd 1—10 pom-

pări, conform instrucțiunilor de utilizare a detectoarelor colorimetrice, interpretarea rezultatelor făcîndu-se conform instrucțiunilor respective;

— în cazul în care determinările de CO efectuate fără filtru indică concentrații de CO mai mari decît determinările efectuate cu filtru, putem avea certitudinea că în aerul de analiză au fost prezente gaze interferente determinării CO.

Pentru determinări de CH_4 cu detectoare portabile:

— se sparge fiola la capete cu ajutorul dispozitivului de spargere aflat în cutia de ambalaj;

— se racordează un capăt al filtrului la orificiul de aspirare al detectorului prin intermediul unui furtun de cauciuc, avînd grijă ca sensul săgeții de pe filtru să corespundă sensului de aspirare al aparatului;

— se aspiră cu pompa vibratoare a detectorului timp de 10″ proba de analizat sau se efectuează 10 pompări cu para de cauciuc pentru aparate care nu au pompă vibratoare;

— în cazul în care determinările de CH_4 efectuate fără filtru indică concentrații de CH_4 mai mari decît determinările efectuate cu filtru, putem avea certitudinea că în aerul de analizat au fost prezente și hidrocarburi, care necesită analiza cromatografică de laborator;

— în toate cazurile filtrul se întrebuințează pentru o singură determinare.

Concluzii

- S-a elaborat tehnologia de fabricare prin microproducție a filtrelor de reținere a gazelor ca: hidrocarburi saturate și nesaturate aciclice, hidrocarburi aromatice, aldehide, cetone, SO_2, H_2S, NO_2, pentru ca detectoarele colorimetrice pentru CO să poată fi utilizate în prezența acestor gaze, care deranjează determinările de CO.
- Filtrul poate fi utilizat și la măsurări de CH_4 cu detectoare portabile în prezența hidrocarburilor care determină indicații de CH_4 mai mari decît cele reale. Totodată, se oferă posibilitatea depistării prezenței acestora, alături de CH_4.
- Filtrul a fost testat pentru toate situațiile posibile utilizării detectoarelor colorimetrice de CO în subteran, cum ar fi lucrări de împușcare, din zone îndiguite, eșaparea motoarelor cu ardere internă, scurgeri de hidrocarburi. Testările au adeverit că filtrul elaborat corespunde scopului pentru care a fost creat.
- Filtrul constituie noutate pe plan național.
- Filtrele se pot obține prin comandă de la C.C.I.T.P.S.M. Petroșani. Conținutul unei cutii este de 10 fiole.

Considerații asupra prezenței capcanelor de hidrocarburi neclasice în preneojurasicul Platformei moesice

Dr. geol. **D. Paraschiv**

Importantul volum de lucrări geologice și geofizice efectuate pe cuprinsul Platformei moesice, aproape în exclusivitate de pe poziția concepției capcanelor structurale, a pus în evidență, pe lîngă capcane tectonice, și o serie de obiective neclasice. O parte dintre aceste ultime obiective au fost conturate cu sonde și valorificate economic. Prezența altor capcane neclasice este sugerată, numai, de către informațiile geofizice și, exceptînd puține cazuri, ele n-au făcut obiectul unor cercetări cu foraje. În sfîrșit, datele geologice locale și regionale pledează în favoarea existenței și a altor obiective paleogeomorfice, litologice, diagenetice și combinate, în aproape toate secvențele stratigrafice ale bazinului moesic. În cele ce urmează se vor trece în revistă evidențele existente și posibilitățile descoperirii unor capcane neclasice noi în intervalul stratigrafic corespunzător Paleozoicului și Jurasicului, exceptînd Malmul.

După cum se știe, Platforma moesică reprezintă unitatea geologică care se dezvoltă de-o parte și de alta a Dunării, mărginită la nord de domeniul carpatic, cutat, la sud de balcanide, iar la nord-est de Dobrogea centrală. Aria respectivă se caracterizează printr-o evoluție destul de complexă, ținîndu-se seama de poziția sa în contextul geotectonic al Europei. Constituind unul dintre cele mai sud-vestice segmente ale plăcii euroasiatice, teritoriul moesic a fost antrenat în procesul de deplasare spre vest al imensei plăci menționate. În același timp, compartimentul moesic a evoluat și sub influența altor tendințe și tensiuni exercitate de segmentele de scoarță adiacente, rămînînd periodic și sub imperiul presiunilor venite dinspre sud (placa africană). O primă consecință a acestei evoluții au fost afundarea și fragmentarea ariei moesice, ceea ce a dus la acumularea unei importante secvențe de depozite sedimentare. În al doilea rînd, s-a produs o modificare în timp a tendințelor (orientări-

lor) structurale, a depocentrelor, a zonelor de facies, a proceselor hidrodinamice, diagenetice etc.

Soclul Platformei moesice este format din şisturi cristaline mezozonale, metamorfozate în ciclul tectono-magmatic svecofinocarelian şi diaftorizate în tectogeneza cadomiană (Paraschiv, 1986). La est de rîul Dîmboviţa, metamorfitele careliene sînt acoperite, după cîte se pare, de Seria de Cocoşu (depozite flişoide, slab afectate de metamorfism în tectogeneza cadomiană).

La rîndul lui, Soclul moesic suportă o stivă de depozite foarte groasă, de vîrstă cambriană (?)-cuaternară, care poate depăşi, local, 10 000m.

În linii mari, această cuvertură este rezultatul a patru cicluri majore de sedimentare: Cambrian (?) — Carbonifer superior, Permian-Triasic, Jurasic-Cretacic (local şi Eocen) şi Badenian-Cuaternar. Din punct de vedere litologic, sedimentarul Platformei moesice ar putea fi separat în mai multe unităţi litostratigrafice de rang superior (Paraschiv, 1982), după cum urmează: o unitate inferioară, predominant arenitică (Ortocuarţitele de Mangalia), urmată de depozite predominant pelitice (Argilitele de Ţăndărei), apoi din nou arenite (Grezocuarţitele de Smirna), peste care se dispune o puternică secvenţă carbonitică (Formaţiunea de Călăraşi), acoperită de o secvenţă detritică-cărbunoasă (Formaţiunea de Vlaşin). Aceste formaţiuni aparţin primului ciclu de sedimentare. Ciclul al doilea începe cu depozite predominant continentale de culoare roşie, formate din conglomerate, gresii şi argilite, asociate cu roci eruptive (Formaţiunea de Roşiori). La partea inferioară a acesteia predomină argilitele şi, local, psefitele (Subformaţiunea de Liţa, de vîrstă permiană), urmate de gresii triasice (Orizontul de Brădeşti). Formaţiunea de Alexandria, care se succede, este reprezentată, în cea mai mare parte, din depozite carbonatice, urmate, local, de argile, gresii şi marno-calcare de culoare roşie (Formaţiunea de Segarcea) ce încheie cel de-al doilea ciclu de sedimentare. Următorul ciclu începe cu depozite marine aproape exclusiv detritice (Formaţiunea de Balş), care include unu-două orizonturi arenitice, acoperite de secvenţe argilitice, bituminoase. De la sfîrşitul Doggerului şi pînă în Senonian s-au acumulat depozite predominant carbonatice (mai ales în Malm-Cretacic inferior), local şi argilitice ori grezo-calcaroase şi cretoase. Ultimul ciclu de sedimentare debutează cu gresii, calcare şi — mai puţin — anhidrite aparţinînd Badenianului, iar de cele mai multe ori, Sarmaţianului, continuate cu pelite cu rare şi accidenfale intercalaţii arenitice sau calcaroase (Formaţiunea de Urziceni). Cuvertura sedimentară a platformei se încheie cu o puternică secvenţă arenitică, cu intercalaţii de argile, micropsefite şi cărbuni (Formaţiunea de Ianca).

Ciclurile de sedimentare sînt încadrate de importante lacune stratigrafice, astfel de discordanţe surprizîndu-se şi între diferiţi termeni litostratigrafici. De multe ori, relaţiile pe verticală şi orizontală dintre unităţile litostratigrafice sînt de întrepătrundere sau heterocronism. Aceste condiţii geologice, redate foarte succint mai înainte, au constituit un cadru foarte propice formării capcanelor neclasice.

La nivelul secvenţei arenitice bazale (Ortocuarţitele de Mangalia), care cumulează grosimi de 500 m maximum, tipul predominant de spaţiu închis corespunde capcanelor diagenetice, ca urmare a evoluţiei (gradului de maturitate) acestor roci. Maturitatea lor se datoreşte, în principal, procesului de supracreştere a cuarţului. Aşa se explică faptul că aceste arenite au debitat la unele sonde, ca de exemplu 743, 2 811 Bordei Verde, 5 083 Mangalia, în timp ce la alte foraje (2 803 Ianca, 2 881 Călăraşi etc.) nu s-a semnalat aflux din strat.

Depozitele argilitice cu graptoliţi (Formaţiunea de Ţăndărei) sînt sărace în roci poroase-permeabile. Puţinele intercalaţii lenticulare de gresii şi calcare, în parte diagenizate, alcătuiesc capcane litologice.

În mod teoretic (Cant, 1986), arenitele devoniene (grezocuarţitele de Smirna), cu grosimi ce pot atinge 450 m, ar trebui să includă capcane diagenetice şi litologice, mai ales în bază şi la partea superioară a acestora. Studiile efectuate pînă în prezent sînt însă insuficiente şi, deci, nu permit formularea unor concluzii fundamentale în problema respectivă.

Imensa stivă de depozite carbonatice, parţial şi evaporitice (pînă la 2 500 m grosime), aparţinînd Devonianului şi Dinanţianului (Formaţiunea de Călăraşi), oferă condiţii favorabile genezei capcanelor litologice şi diagenetice. Astfel de condiţii sînt sugerate de către studiile de facies (Vinogradov, Popescu, 1984), de analizele petrofizice, de comportarea sondelor în timpul forajului şi al probelor de producţie etc. Obiectivele litologice constau, mai ales, din existenţa calcarelor poroase şi a dolomitelor primare, cu dezvoltări locale, ecranate fie de calcare compacte, fie de bariere anhidritice (fig. 1). Acestora li se adaugă, cu multă probabilitate, calcare recifale (ex. sondele: 17; 35 Călăraşi; R_1 Dulovo; R_2 Preslavţi — de pe teritoriul bulgar), frecvente în Dinanţian, dar posibile şi în Devonian. Capcanele diagenetice sînt reprezentate prin calcare şi dolomite secundare, parţial fisurate şi, chiar, carstificate. Unul dintre indiciile diagenezei rocilor carbonatice ale Formaţiunii de Călăraşi îl constituie pierderile lente ori masive de fluide la puţ în timpul forajului, aşa cum a fost cazul la sondele 17; 35; 2 881 Călăraşi; 50 Amara;

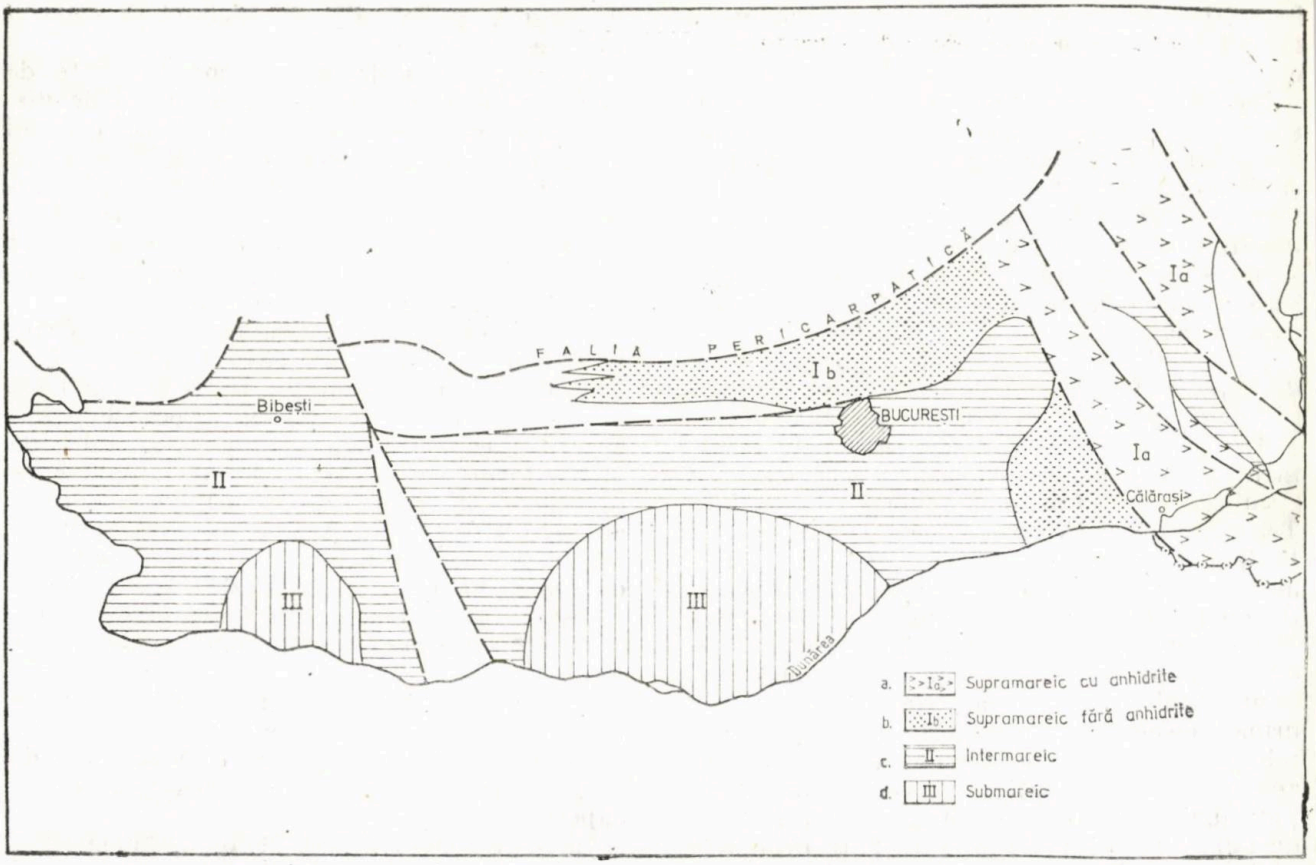


Fig. 1. Harta facială a Givețianului din Platforma moesică (după C. Vinogradov, 1984) : *a* — facies supramareic cu anhidrite ; *b* — facies supramareic fără anhidrite ; *c* — facies intermareic ; *d* — facies submareic.

30 ; 555 ; 562 Bordei Verde; 504 ; 2 803 Berlescu; 2 581 Zăvoaia; 2 841 Smirna, 2 831 Belciugatele; 904 Urziceni etc.

Secvența predominant terigenă (paralică) a Carboniferului (Formațiunea de Vlașin) conține intercalații de gresii și chiar conglomerate, mai ales în cuprinsul ariilor ce corespund litofaciesului cu granulație fină și medie și subfaciesului marnosiltic policolor (Paraschiv et al., 1986). Conglomeratele sînt mai frecvente la partea superioară a formațiunii, cu precădere în sectorul vest-nord-vestic al platformei, în timp ce în baza secvenței acesteia apar accidental (sonda 1 Gogoșu). Deși frecvența și dimensiunile corpurilor arenitice existente la nivelul Formațiunii de Vlașin au o valoare redusă, ele ar trebui privite cu mai mult interes, dat fiind contextul stratigrafic în care se plasează, respectiv localizarea lor în interiorul unor orizonturi de origine paralică, alcătuite din roci posibil generatoare de hidrocarburi.

Capcane litologice, constînd din corpuri siltitice, arenitice și psefitice au o dezvoltare notabilă în partea inferioară a Permianului (Subformațiunea de Liță). Tot aici (pe marginea de nord a Platformei moesice) au mai fost identificate nivele de roci eruptive alterate, cu proprietăți de rezervor. Aceste spații, ecranate litologic, fiind dispersate într-o secvență continentală, deci lipsită de roci-sursă, au o însemnătate mai mult teoretică. În ceea ce privește suita de gresii triasice inferioare, care se dispune transgresiv și discordant peste Permian sau peste alți termeni cronostratigrafici mai vechi, aceasta include atît capcane paleogeomorfice, ecranate pe suprafața de denudație preexistentă (ex. Brîncoveanu, Hîrlești etc.), cît și ecrane sau rezervoare secundare, ca urmare a proceselor diagenetice. Printre efectele acestor din urmă procese figurează și fisurarea pronunțată a rocilor care, local (Hîrlești, Peretu etc.), au determinat pierderi masive de fluide la puț în timpul traversării stratelor respective.

Depozitele carbonatice-evaporitice ale Triasicului (Formațiunea de Alexandria), cu grosimi ce pot atinge 1 200 m, se află, de regulă, în relații de discordanță cu secvența terigenă a Triasicului inferior sau, chiar, cu alți termeni mai vechi (marginea de nord a platformei), iar local, posibil și cu secvența terigenă a Triasicului superior. În același timp, pe cuprinsul domeniului moesic s-au semnalat variații de facies, respectiv treceri laterale sau verticale, de la calcare la dolomite și viceversa, de la roci carbonatice la gipsuri sau anhidrite, ori la gresii și argile. La cele de mai sus se adaugă contribuția proceselor de diageneză la transformarea calcarelor în dolomite sau calcare dolomitice.

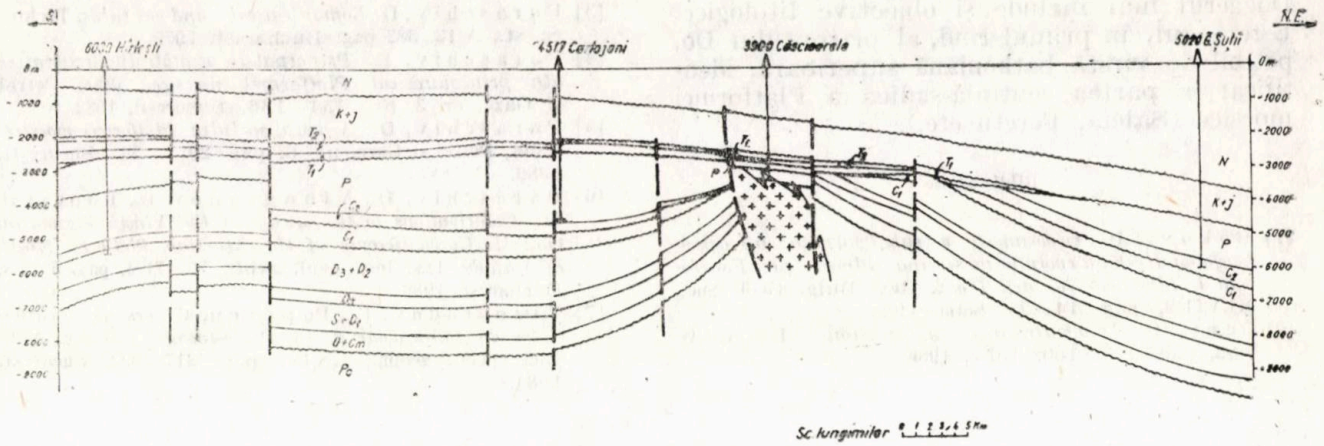


Fig. 2. Capcane stratigrafice la nivelul Paleozoicului şi Triasicului, sub planul de discordanţă cu Jurasicul, în zona mediană a Platformei moesice.

Ca urmare, în cadrul acestei formaţiuni poate fi întîlnită o gamă întreagă de capcane neclasice, începînd cu cele stratigrafice — asociate discordanţelor adiacente, litologice şi diagenetice. Din ultimele varietăţi fac parte şi capcanele de la Oporelu —Constantineşti, unde numai partea superioară a dolomitelor este saturată cu hidrocarburi, în timp ce calcarele de deasupra, avînd porozităţi şi permeabilităţi reduse, conţin cantităţi neînsemnate de ţiţei numai pe fisuri. Unele indicii ale existenţei depozitelor recifale (cu fragmente de Alge) la nivelul Triasicului mediu au fost sesizate pe teritoriul bulgar (Bokov, 1986).

Partea terminală, predominant terigenă, a Triasicului (Formaţiunea de Segarcea) include — printre altele — nivele importante de arenite, caracterizate prin dezvoltări locale, mai ales în cazul orizonturilor grezo-nisipos de Curmătura şi argilo-grezos de Beiu. La contactul cu Doggerul, aceste obiective produc ţiţei în zona Ciureşti.

Triasicul superior, încheind cel de-al doilea ciclu major de sedimentare, a fost urmat de o perioadă de denudaţie care a durat, local, pînă către mijlocul Liasicului — debutul Doggerului. Începută mai devreme pe zonele de ridicare, eroziunea prejurasică a condus la crearea unei importante suprafeţe de denudaţie care, după ce a fost îngropată, a permis formarea unui imens număr de capcane, predominant stratigrafice. Planul acestei discordanţe polarizează evasitotalitatea zăcămintelor descoperite la vest de rîul Vedea, zăcăminte localizate în capcane situate de-o parte şi/ori de alta (adiacente) a discordanţei amintite. Astfel, depozitele retezate, aparţinînd, în mare parte, Triasicului (fig. 2), produc ţiţei şi gaze la Ciureşti (T_3), Oporelu—Constantineşti (T_1, T_2), Iancu Jianu (T_3), Vîrteju—Slăvuţa (T_1), Văluţa (T_1, T_2) şi se găsesc în situaţii favorabile în alte numeroase zone structurale. La rîndul lui, Jurasicul de deasupra discordanţei s-a dovedit productiv la Ciureşti sud, Ciureşti nord, Negreni, Oporelu — Constantineşti, Spineni, Iancu Jianu, Făureşti sud şi nord (fig. 3), Circea — Malu Mare, Negoieşti — Brădeşti est, Slăvuţa şi Vîrteju.

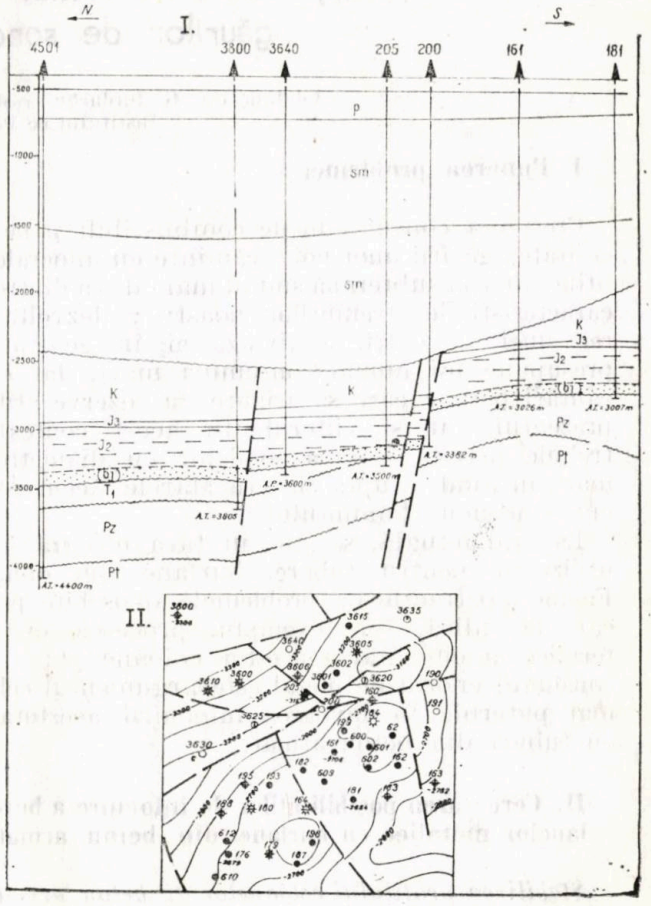


Fig. 3. Capcane stratigrafice de-o parte şi de alta a discordanţei jurasice, în zona de nord-Făureşti (după I. Stoica): I — secţiune geologică; II — schemă structurală la nivelul Jurasicului.

Pe lîngă orizontul bazal, care acoperă discordanţa prejurasică (Orizontul de Făureşti) şi care se constituie în capcană paleogeomorfică,

Doggerul mai include și obiective litologice. Este cazul, în primul rînd, al orizontului Do, posibil de vîrstă bathoniană superioară, identificat în partea centrală-sudică a Platformei moesice (Salcia, Peretu etc.).

Bibliografie

[1] Bokov, P. *Osobennosti v subakvalnata paleogheomorfologhiceskaia evoluția na severna Bilgaria prez Fanerozoia i Tirseneto na neft i gaz.* Rev. Bulg. Geol. Soc., XLVII/3, pag. 14—28, Sofia, 1986.

[2] Cant, D. *Diagenetic traps in sandstones.* B.A.A.P.G. 70/2, pag. 155—160, Tulsa, 1986.

[3] Paraschiv, D. *Romanian oil and gas fields.* Techn.-ec. st., A/13, 382 pag. Bucharest, 1979.

[4] Paraschiv, D. *Principalele unități litostratigrafice din preneojurasicul Platformei moesice.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 3, pag. 134—136, București, 1982.

[5] Paraschiv, D. *Asupra soclului Platformei moesice.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 6, pag. 291 — 293, București, 1986.

[6] Paraschiv, D., Vinogradov, C., Popescu, M. *Contributions to the study of the Vlașin Formation (paralic Carboniferous) of the Moesian Platform, North of Danube.* D.s. Inst. geol. geof., 70—71/4, pag. 5—18, Bucharest, 1986.

[7] Vinogradov, C., Popescu, C. *Les facies carbonatés du Paléozoique de la Plate-forme moesienne.* Ann. Inst. géol., géoph., LXIV, pag. 317—322, Bucarest, 1984.

Burlane de tubaj din beton armat—problemă de viitor privind consolidarea găurilor de sondă cu diametre mari

Conf. dr. ing. **G. Iordache**, asist. ing. **L. Avram**, prof. dr. ing. **D. Tocan**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

I. Punerea problemei

Creșterea consumului de combustibili și necesitatea găsirii unor noi zăcăminte cu minerale utile sau apă subterană sînt numai cîteva dintre caracteristicile vremurilor noastre; dezvoltarea unei societăți, a civilizației, în general, presupune nu numai consumuri mari, dar și căutări perene care să asigure cu rezerve atît prezentul, cît și viitorul. În acest context trebuie privită forarea sondelor cu diametre mari, în fond o luptă cu încă Marele Necunoscut — adîncul Pămîntului.

La ora actuală, se știe, în țara noastră se utilizează pentru tubare, burlane din oțel. Făcînd abstracție de problemele deosebite pe care le ridică, spre exemplu, procesele exotermice la cimentarea acestor coloane [4; 5], consumul enorm de metal este argumentul cel mai puternic în favoarea înlocuirii acestora cu tuburi din beton armat.

II. Cercetarea posibilităților de înlocuire a burlanelor metalice cu burlane din beton armat

Stabilirea profilului coloanelor di beton armat

Din punct de vedere constructiv, coloanele de tubare cu diametre mari din beton armat ar trebui să fie tuburi realizate din elemente prefabricate, prevăzute cu armătură orizontală și verticală. La partea inferioară a acestora se montează un șiu metalic, de formă semisferică.

Se pleacă de la premisa că introducerea acestor coloane se face „prin plutire". Pentru dimensionare se au în vedere solicitările datorate diferenței de presiune dată de coloana de fluid de foraj de la exterior și cea din interior (coloana de fluid din interior se folosește pentru lestare). Diagrama acestor presiuni este prezentată în figura 1 (pentru faza finală de coborîre a coloanei).

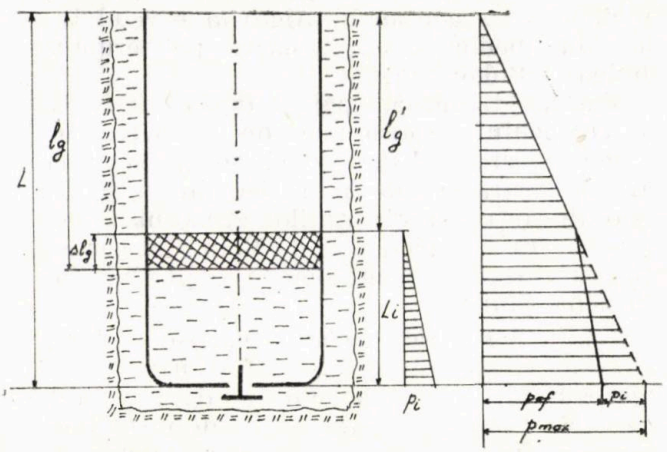


Fig. 1

Se pleacă de la relația [1], devenită clasică pentru dimensionarea coloanelor cu diametre mari, cu observația că în locul presiunii p_{max}, obținută în cazul golirii totale (care se utilizează pentru dimensionarea burlanelor metalice), se va lua presiunea efectivă maximă:

$$p_{ef_{max}} = p_{max} - p_i, \tag{1}$$

astfel că:

$$t_{max} \geq \frac{p_{ef_{max}} d_i}{2\sigma_{ab} - p_{ef_{max}}}, \tag{2}$$

în care :

t_{max} reprezintă grosimea maximă de perete a coloanei ;
d_i — diametrul interior al coloanei ;
σ_{ab} — limita admisibilă de rezistență la compresiune a betonului (compresiune provenită din p_{ef}).

Luarea în considerare a presiunii $p_{ef_{max}}$ în loc de p_{max} ne-a fost sugerată de coeficientul de siguranță suplimentar pe care-l asigură armăturile metalice.

Se mai au în vedere relațiile binecunoscute :

$$p_{max} = \rho_f g L, \tag{3}$$

$$p_i = \rho_l g h, \tag{4}$$

deci :

$$p_{ef_{max}} = \rho_f g L - \rho_l g h, \tag{5}$$

relații în care :

ρ_f, ρ_l reprezintă densitățile fluidului de foraj, respectiv lichidului de lestare ;
g — accelerația gravitațională ;
h — înălțimea coloanei de lichid de lestare.

Cum este firesc, grosimile de perete ale coloanei (beton+armătură) se vor standardiza. Pentru tronsonul inferior se va alege din STAS o grosime $t_1 > t_{max} (t_{STAS} = t_1, t_2, \ldots, t_n)$.

Spre a găsi lungimea primului tronson, va trebui calculată adîncimea pînă la care se poate tuba cu burlane avînd grosimea de perete t_2. În acest caz, relația (2), la limită, devine :

$$t_2 = \frac{(\rho_f L_2 g - \rho_l h_2 g) d_i}{2\sigma_{ab} - (\rho_f h_2 g - \rho_l h_2 g)}, \tag{6}$$

unde cu L_2 s-a notat adîncimea căutată, iar cu h_2 — înălțimea coloanei de lichid de lestare.

Relația (6) poate fi adusă la forma :

$$L_2 = \frac{2t_2 \sigma_{ab}}{\rho_f g(d_i + t_2)} + \frac{\rho_l h_2}{\rho_f}, \tag{7}$$

iar lungimea primului tronson este :

$$l_1 = L - L_2. \tag{8}$$

Pentru o grosime oarecare de perete t_k din STAS, adîncimea pînă la care s-ar putea tuba

$$L_K = \frac{2t_k \sigma_{ab}}{\rho_f g(d_i + t_k)} + \frac{\rho_l h_k}{\rho_f}, \tag{9}$$

iar lungimea tronsonului de ordinul k este :

$$l_k = L_k - L_{k+1} \tag{10}$$

În continuare, se impune efectuarea verificărilor la rezistență ale coloanei pentru solicitările de bază ; totodată, se va verifica și condiția de plutire a acesteia.

Verificarea secțiunii burlanului la compresiune

În situația cea mai defavorabilă, secțiunea cea mai solicitată este cea de la baza tubului. Mai mult, se consideră că armăturile metalice le putem îngloba, formal, într-o cămașă internă de grosime s_i și una externă s_e (fig. 2), iar

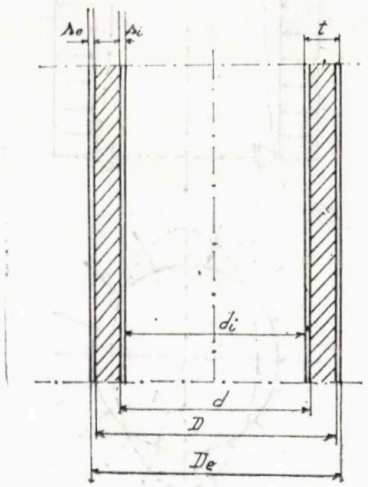


Fig. 2

forța arhimedică nu acționează decît asupra betonului. În această severă presupunere, în beton apare un efort unitar :

$$\sigma_b^{max} = \frac{F_a}{A_b}, \tag{11}$$

$$F_a = \frac{\pi}{4} D_{em}^2 L \rho_f g, \tag{12}$$

$$A_b = \frac{\pi}{4} (D^2 - d^2), \tag{13}$$

relații în care D_{em} este diametrul exterior mediu al coloanei :

$$D_{em} = \frac{\sum_{k=1}^{n} D_{ek} l_k}{L}, \tag{14}$$

$$D_{ek} = d_i + 2t_k. \tag{15}$$

Se impune ca :

$$\sigma_b^{max} \leqslant \sigma_{ab}. \tag{16}$$

Verificarea la stabilitate

Valoarea minimă a sarcinii p_{cr}, cînd pierderea stabilităţii are loc cu trecerea în secţiunea transversală de la un cerc la o elipsă (fig. 3), se determină cu ajutorul relaţiei [3]:

$$p_{cr} = \frac{E_b}{4(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{R}\right)^3, \qquad (17)$$

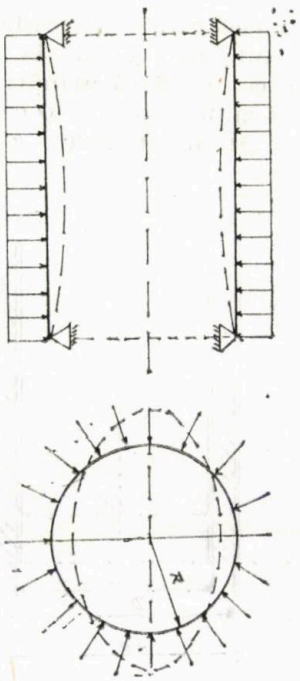


Fig. 3

în care:

E_b este valoarea minimă a modulului de elasticitate longitudinală a betonului;

t — grosimea de perete a burlanului;

R — raza exterioară a burlanului;

ν — coeficientul lui Poisson.

Se stabileşte un coeficient de siguranţă în raport cu pierderea stabilităţii pentru situaţia cea mai defavorabilă (coloana este goală la interior):

$$c_s = \frac{p_{cr}}{p_{max}}. \qquad (18)$$

A. Pavel, în lucrarea [1], prezintă detaliat şi la obiect problema pierderii stabilităţii pentru coloanele metalice. Alte relaţii analoage din literatura de specialitate [2] nu aduc elemente noi privind o metodă practică de proiectare referitoare la stabilitatea coloanelor de tubare cu diametre mari.

Calculul secţiunii armăturii

Armătura longitudinală (verticală)

Condiţia (16), impusă pietrei de ciment, permite să se aleagă armătura longitudinală constructiv. Altfel spus, se acceptă un anumit procent de armare $p(p \geqslant 0{,}5\%)$ şi atunci:

$$A_a^{(v)} = pA_b, \qquad (19)$$

unde:

$A_a^{(v)}$ este aria armăturii dispusă vertical.

Armătura orizontală

Pentru determinarea ariei secţiunii armăturii orizontale $A_a^{(o)}$ se acceptă relaţia [6]:

$$A_a^{(o)} = \frac{p_{ef_{max}} R - bt\,\sigma_{ab}}{\sigma_{am}}, \qquad (20)$$

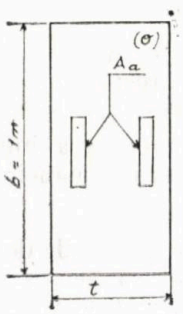


Fig. 4

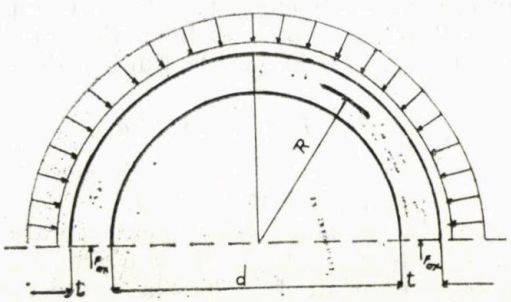


Fig. 5

în care:

σ_{am} este rezistenţa de calcul a armăturii (σ_{am} = = 2 900 daN/cm², pentru oţel PC-52);

b, t, R — au semnificaţiile din figurile 4 şi 5;

$p_{ef}\,R = F_{ax}$ — sarcină axială care solicită o secţiune cu lungimea $l = 1$ m.

Verificarea condiţiei de plutire

Pentru echilibrul coloanei de fluid este necesar ca suma forţelor provenite din greutatea proprie a coloanei F_c şi cea a lichidului din

interiorul coloanei F_l, să nu depășească forța arhimedică F_a, adică, la limită :

$$F_c + F_l = F_a. \tag{21}$$

Șiul metalic ce etanșează coloana la bază are greutatea $F_s = 30-40$ tf. Forma lui semisferică a fost impusă atît de natura solicitărilor, cît și de necesitatea asigurării flotabilității primului ansamblu de elemente de susținere. În continuare, semisfera se prelungește cu o lungime $l_v \simeq 1$ m, care va asigura legătura cu tubul din beton armat (fig. 6).

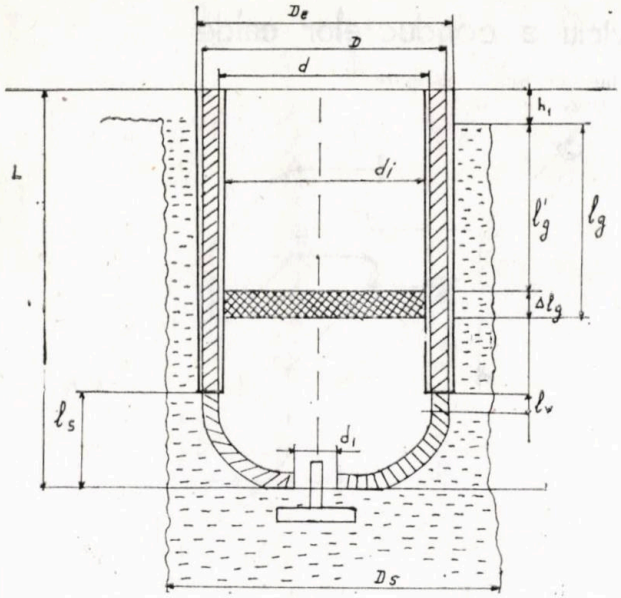


Fig. 6

Prelucrarea matematică a termenilor din relația (21) conduce la determinarea lungimii de golire pentru plutire :

$$l_g = L - \frac{4(F_a - F_s - F_b - F_m)}{\pi d_i^2 \rho_l g}, \tag{22}$$

unde :

F_b este forța provenită din greutatea betonului ;

F_m — forța provenită din greutatea armăturilor.

Pentru coborîrea coloanei, este necesară micșorarea valorii l_g pînă la o valoare l'_g, al cărei maxim trebuie corelat cu sarcina maximă de manevră F_M. Rezultă astfel :

$$l'_g = l_g - \Delta l_g, \tag{23}$$

unde :

$$\Delta l_g = \frac{4F_M}{\pi d_i^2 \rho_l g c_s}, \tag{24}$$

c_s fiind un coeficient de siguranță ($c_s = 1{,}5$).

Pentru facilitarea urmăririi operației de umplere a coloanei este necesară construirea la scară și pe hîrtie milimetrică (fig. 7) a graficului $l_g = f(L)$.

Este evident că întregul proces de manevră „prin plutire" este posibil atunci cînd valva de la șiul coloanei funcționează în bune condițiuni. Acceptîndu-se ipoteza că forța arhimedică F_a acționează pe peretele exterior al valvei, rezultă că presiunea asupra acesteia :

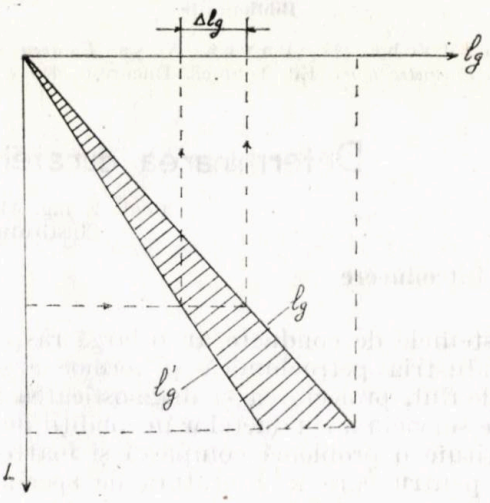


Fig. 7

$$p_1 = \frac{4(F_a - F_l)}{\pi D_1^2}, \tag{25}$$

unde :

D_1 este diametrul maxim al valvei.

La contactul cu șiul, presiunea de contact :

$$p_2 = \frac{4(F_a - F_l)}{\pi(D_1^2 - d_1^2)}, \tag{26}$$

și, evident, pentru un același diametru D_1, $p_2 > p_1$. În funcție de p_2 se poate alege materialul din care se confecționează valva și scaunul acesteia. Dacă se acceptă același coeficient de siguranță c_s, atunci pentru material este suficient un oțel cu :

$\sigma_{cmin} = c_s p_2$, valoare acoperitoare și pentru p_1.

Concluzii

1. Pe baza experienței de la sondele tubate cu burlane metalice, se prezintă un model propriu de dimensionare și verificare la solicitări a coloanelor din beton armat.

2. Dimensionarea și verificarea la solicitări a coloanei s-au efectuat în ipoteza introducerii „prin plutire" a acesteia.

3. Aceste burlane pot fi confecționate la sondă, legăturile dintre ele realizîndu-se cu ajutorul armăturilor (desigur, în acest sens, este nevoie de încercări experimentale privind comportarea îmbinărilor dintre tuburi) și a unui liant special.

Bibliografie

[1] Iordache, G., Pavel, A. ș.a. *Forarea sondelor cu diametre mari.* Ed. Tehnică, București, 1983.

[2] Link, H. *Berechnung ringversteifter Boheschachtverrohrungen aus Stahe in den SUA.* Glückauf—Forschungshefte, vol. 41, 1980.

[3] Ponomariov, S. D. ș.a. *Calcul de rezistență în construcția de mașini* (traducere din limba rusă). Ed. Tehnică, București, 1964.

[4] Avram, L. *Asupra transmisiei căldurii rezultate din exotermia cimentului la sondele cu diametre mari.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 1, 1988.

[5] Avram, L. *Simularea fenomenelor termodinamice care apar la cimentarea coloanelor cu diametre mari.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 10, 1988.

[6] * * * Elemente de cercetare și proiectare a sondelor cu diametre mari. I.F.L.G.S. București, 1986—1989 (Executant: Institutul de Construcții București).

Determinarea duratei de serviciu a conductelor calde

Conf. dr. ing. **Al. Anghel**, șef. lucr. dr. ing. **N. Grigore**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

I. Introducere

Sistemele de conducte au o largă răspîndire în industria petrochimică și termoenergetică.

Calculul, proiectarea și diagnosticarea duratei de serviciu a conductelor în condiții de fluaj constituie o problemă complexă și foarte dificilă, pentru care în literatura de specialitate cercetată nu s-a dat o soluție corespunzătoare.

Colectivul de cercetare a stabilit o metodologie completă pentru calculul la fluaj al conductelor și stabilirea duratei de serviciu a acestora.

II. Bazele algoritmului pentru caculul la fluaj al conductelor

Un sistem de conducte (fig. 1) este o structură spațială multiplu static nedeterminată, formată din elemente de tip țeavă dreaptă și țeavă curbă circulară.

Metoda elaborată pentru calculul la fluaj al conductelor are la bază metoda elementului finit.

Pentru fiecare element finit, delimitat de noduri la capete (fig. 2), sistemul de ecuații se scrie sub formă matriceală astfel:

$$\underset{\sim}{\bar{K}}^{(e)}\underset{\sim}{\bar{Z}}^{(e)} = \underset{\sim}{\bar{Q}}^{(e)} + \underset{\sim}{\bar{F}}^{(f),e} + \underset{\sim}{\bar{F}}^{T,(e)}, \qquad (1)$$

unde:

$$\underset{\sim}{\bar{K}}^{(e)} = \int_{(V)} \underset{\sim}{B}^t \underset{\sim}{E} \underset{\sim}{B}\, dV, \qquad (2)$$

reprezintă matricea de rigiditate a elementului finit; $\underset{\sim}{\bar{Z}}^{(e)}$ este vectorul deplasărilor capetelor elementului finit; $\underset{\sim}{\bar{Q}}^{(e)}$ — vectorul eforturilor de la capetele elementelor:

$$\underset{\sim}{\bar{F}}^{f,(e)} = \int_{(V)} \underset{\sim}{B}^t \underset{\sim}{E}\, \underset{\sim}{\varepsilon}^c\, dV, \qquad (3)$$

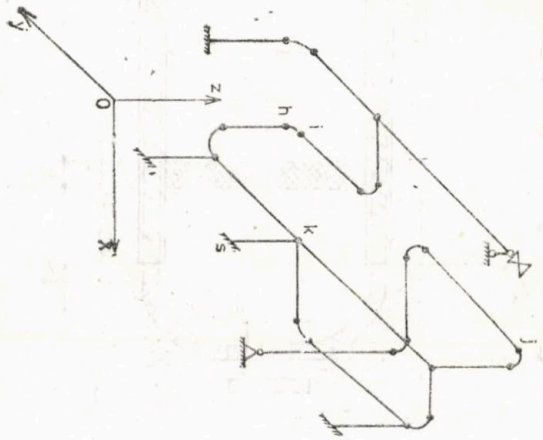


Fig. 1

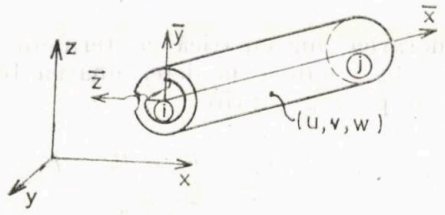


Fig. 2

vectorul forțelor nodale din fluaj:

$$\underset{\sim}{\bar{F}}^{T,(e)} = \int_{(V)} \underset{\sim}{B}^t \underset{\sim}{E}\, \underset{\sim}{\varepsilon}^T\, dV, \qquad (4)$$

vectorul forțelor nodale din temperatură.

În relațiile de mai sus, $\underset{\sim}{B}$ reprezintă matricea dreptunghiulară (2 × 12) de legătură dintre deformațiile specifice $\underset{\sim}{\varepsilon}(x, y, z)$ ale elementului finit și vectorul $\underset{\sim}{\bar{Z}}^{(e)}$.

Pentru legea de fluaj cea mai utilizată:

$$\varepsilon_e^C = K\, \sigma_e^n \cdot t, \qquad (5)$$

variația incrementală a intensității deformațiilor $\Delta\varepsilon_e^C$, pentru o variație incrementală a timpului Δt, considerînd în acest interval intensi-

tatea tensiunilor constantă, permite determinarea variației componentelor vectorului deformațiilor de fluaj cu expresia :

$$\underset{\sim}{\Delta\varepsilon^C} = \begin{bmatrix} \Delta\varepsilon_x^C \\ \\ \Delta\gamma_{xy}^C \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dfrac{\Delta\varepsilon_e^C}{\sigma_e}\cdot\sigma_x \\ \\ 3\cdot\dfrac{\Delta\varepsilon_e^C}{\sigma_e}\cdot\tau_{xy} \end{bmatrix}. \qquad (6)$$

Prin introducerea componentelor deformațiilor de fluaj date de (6) în relația (3), se obține variația forțelor de fluaj $\Delta\underset{\sim}{\bar{F}^f}$ în nodurile elementelor finite, iar pentru ansamblul structurii rezultă vectorul forțelor nodale $\Delta\underset{\sim}{\bar{R}^f}$ datorite fluajului.

Aceste componente se introduc în sistemul de ecuații :

$$\underset{\sim}{K}\cdot\underset{\sim}{\Delta Z} = \underset{\sim}{\Delta R^f}, \qquad (7)$$

din care rezultă variația deplasărilor nodale ΔZ și apoi variația deformațiilor specifice totale $\underset{\sim}{\Delta\varepsilon}$.

În final rezultă variația tensiunilor :

$$\underset{\sim}{\Delta\sigma} = \underset{\sim}{E}\,\underset{\sim}{\Delta\varepsilon}(x, y, z) - \underset{\sim}{E}\cdot\Delta\varepsilon^C(x, y, z), \qquad (8)$$

care, pentru primul increment de timp Δt, se adună la tensiunile din încărcări stabilite în domeniul elastic.

Tensiunile rezultante $\underset{\sim}{\sigma}$ se consideră ca stare inițială pentru cel de-al doilea interval de timp Δt.

Procesul se repetă pînă cînd tensiunile în structură se stabilizează.

Metodologia de calcul la fluaj a conductelor a fost transpusă în programul de calculator C.F.S.C.

Rezultatele care se obțin la calculatorul numeric sînt : datele referitoare la structura sistemului de conducte citite din fișierele create de programul C.S.D.C. ; vectorii deplasărilor capetelor elementelor în sistemele locale și sistemul general de axe la fiecare timp sumat t ; variațiile tensiunilor $\underset{\sim}{\Delta\sigma}$ corespunzătoare intervalelor de timp incrementale și tensiunile rezultate $\underset{\sim}{\sigma}$.

III. Determinarea stării de tensiuni ținînd seama și de presiunea interioară

Întrucît fluidele vehiculate în conducte au presiuni ce pot fi considerate constante pe secțiune, datorită diametrelor relativ mici ale acestora, în figura 3 se reprezintă distribuția de tensiuni normale pe direcție radială σ_r în secțiunea transversală din presiunea interioară constantă p.

Expresiile de calcul ale tensiunilor normale, pe direcția tangențială σ_θ și direcția longitudinală σ_φ, ținînd seamă că p este constant pe secțiune, sînt : $\sigma_\theta = \dfrac{pR}{h}$, $\sigma_\varphi = \dfrac{pR}{2h}$, în care R este raza mediană a secțiunii, iar h — grosimea peretelui conductei.

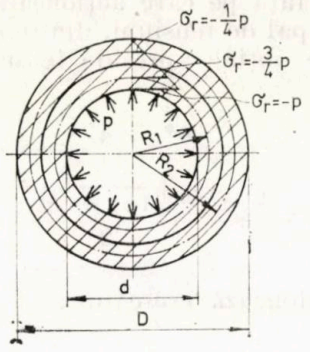


Fig. 3

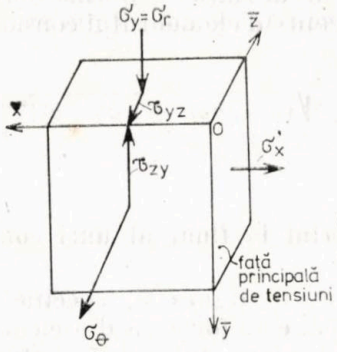


Fig. 4

Se consideră un element paralelipipedic (o „felie") raportat la sistemul local de axe $\bar{x}\,\bar{y}\,\bar{z}$ (fig. 4).

Algoritmul și programul pentru calculul la fluaj permit determinarea în teoria de bară a tensiunilor σ_x și τ_{yz}.

Făcînd suprapunerea tensiunilor determinate în teoria de bară cu cele din presiunea interioară p se obțin, pentru centrul elementului din figura 4, tensiunile :

$$\sigma_x' = \sigma_x + \sigma_\varphi \qquad (9)$$

$$\sigma_y = -\frac{3}{4}p, \text{ respectiv } \sigma_y = -\frac{1}{4}p \qquad (10)$$

$$\tau_{yz} = \tau. \qquad (11)$$

Pentru starea spațială de tensiuni dată în centrul elementului se determină tensiunile principale.

Ecuația tensiunilor principale în jurul unui punct în spațiu, particularizată la elementul din figura 4, capătă forma :

$$\begin{vmatrix} \sigma'_x - \sigma & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_y - \sigma & \tau_{zy} \\ 0 & \tau_{yz} & \sigma_z - \sigma \end{vmatrix} = 0. \quad (12)$$

Întrucît fața pe care acționează σ'_x este un plan principal de tensiuni, din rezolvarea ecuației (12) se obțin expresiile tensiunilor principale :

$$\sigma^* = \sigma'_x \quad (13)$$

$$\sigma^{**;***} = \frac{\sigma_y + \sigma_0 \pm \sqrt{(\sigma_y - \sigma_0)^2 + 4\tau_{yz}^2}}{2} \quad (14)$$

care se ordonează crescător :

$$\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3, \quad (15)$$

iar prin aplicarea teoriei de rezistență a energiei potențiale de deviație se obține tensiunea echivalentă în centrul elementului considerat (fig.4) :

$$\sigma_{ech} = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_1-\sigma_2)^2 + (\sigma_2-\sigma_3)^2 + (\sigma_1-\sigma_3)^2}. \quad (16)$$

IV. Calculul la fluaj al unei conducte

Conducta din figura 5, specifică industriei petrochimice, este formată din elemente drepte și coturi circulare din țeavă dintr-un oțel de tipul 5% Cr — 0,5% Mo și funcționează la temperatura de regim de 530°C și la presiunea de 46 bar. Încărcările sistemului de conducte constau din forțe uniform distribuite (greutatea proprie a conductei și a fluidului vehiculat), precum și din variația de temperatură față de montaj.

Prin rularea programului C.F.S.C. s-a determinat în timp starea de tensiuni σ și τ în condiții de fluaj, pînă la stabilizarea acestora. Din imprimanta obținută la calculator se constată că secțiunea cea mai solicitată este în elementul 12, în punctul ce se găsește la prima treime de la nodul 12, caracterizat prin $(m,n,\ p) = (6\,;\ 2\,;\ 20)$, (fig. 6).

Pentru acest punct, în tabelul 1 se prezintă variațiile incrementale ale tensiunilor și tensiunile rezultante la fiecare timp, pînă la stabilizare, care sînt reprezentate în figura 7.

Pentru conducta prezentată în figura 5, starea de tensiuni stabilizată în punctul cel mai solicitat al structurii este caracterizată de valorile (tab. 1) :

$\sigma_x = 24{,}563\ \text{N/mm}^2$ și $\tau_{yz} = -0{,}012875\ \text{N/mm}^2$.

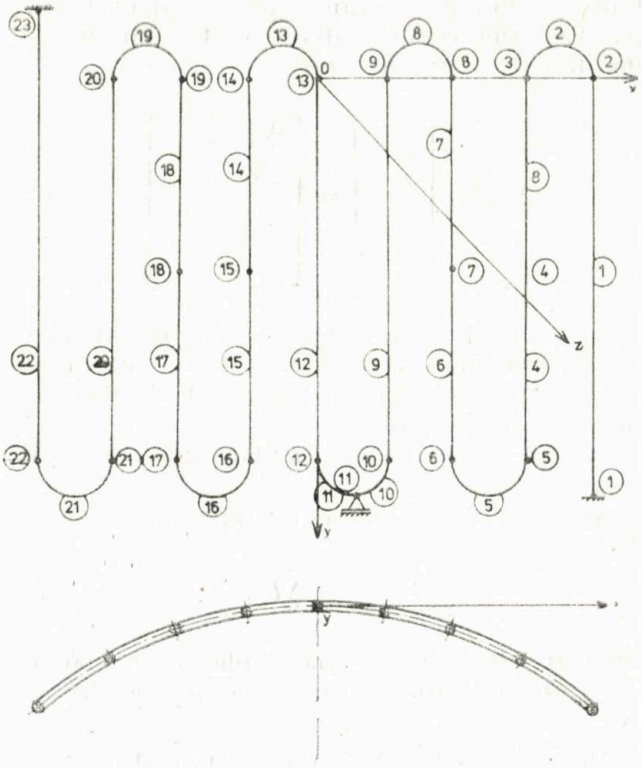


Fig. 5

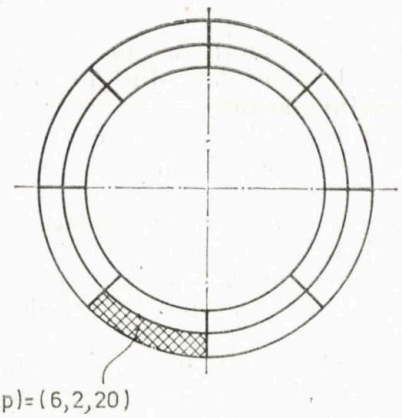


Fig. 6

Tabelul 1

Timpul, h	$\Delta\sigma$, N/mm²	$\Delta\tau$, N/mm²	σ, N/mm²	τ, N/mm²
—	—	—	43,921	−0,1260
10	—	—	43,608	−0,12118
20	0,664	−0,0049299	42,94	−0,11625
30	−0,95788	−0,0070368	41,987	−0,10922
40	−1,2496	0,0068453	40,737	−0,10237
50	−1,5004	0,0090326	39,237	−0,093338
60	−1,7111	0,010672	37,526	−0,082666
70	−1,9001	0,012	35,626	−0,070603
80	−2,0701	0,012441	33,556	−0,058164
90	−2,1978	0,013004	31,358	−0,04516
100	−2,2584	0,012433	29,1	−0,03272
110	−2,2996	0,010737	26,8	−0,03272
120	−2,2372	0,0091143	24,563	−0,012875

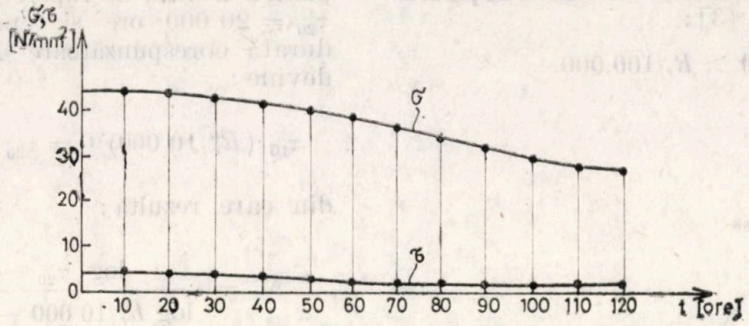


Fig. 7

Ținînd seama și de presiunea interioară $p = 46$ bar, se obține, conform §II, $\sigma_{ech} = 38{,}8$ N/mm².

V. Încercări experimentale pentru determinarea rezistenței de durată a materialului conductei analizate

S-au prelevat epruvete din conductă după ce a funcționat 120 000 ore. În tabelul 2 este

Tabelul 2

Compoziția chimică a oțelului analizat, %				
C	Si	Mn	Cr	Mo
0,13	0,49	0,40	5,05	0,47

dată compoziția chimică a oțelului serpentinei, care se înscrie în prescripțiile mărcilor Grad 5; 12 CrMo 19.5; TS 37 și a mărcii 10 MoCr 50, conform STAS 8184-80.

Forma epruvetelor prelevate s-a făcut conform STAS 6596-73, iar încercările la fluaj s-au efectuat cu mașini speciale de tip ZSE. S-au determinat, experimental, duratele pînă la rupere ale epruvetelor, încărcate la diferite tensiuni și temperaturi. Rezultatele obținute sînt prezentate în tabelul 3, din care se vede că durata maximă de încercare este de 2 375 ore. Parametrul de bază adoptat în caracterizarea comportării la fluaj a materialului studiat experimental este parametrul Larson-Miller, a cărui relație de calcul este:

$$P = T\,(\log t_r + C). \qquad (17)$$

Rezultatele obținute sînt prezentate în coloana 4 a tabelului 3.

Curba de bază ($R_0 - P$), trasată pe baza rezultatelor experimentale din tabelul 3, se prezintă în figura 8.

Prin extrapolare, folosind parametrul Larson-Miller de pe curba de bază (fig. 8), s-au stabilit rezistențele tehnice de durată la temperaturile de 530 și 600°C pentru 20 000 ore, precum și rezistența tehnică de durată la temperatura de 530°C pentru 10 000 ore (tab. 4).

Tabelul 3

Tensiunea de încercare, N/mm²	Temperatura de încercare, °C	Epruveta nr.	Durata de rupere t_r, h	Parametrul Larson-Miller $P = T(\log t_r + C)$
165	540	1	2 375	17 496
		2	1 811	17 400
		3	145	16 508
	580	5	597	17 846
	560	6	1 169	17 671
	600	7	289	17 989
	620	8	97	17 974
	700	9	5	18 356
110	680	10	22	18 553
		11	8	18 098
	660	13	56	18 554
		14	29	18 280
	640	15	183	18 631
		16	98	18 885
80	680	17	104	19 211
		18	39	18 798
		19	109	19 231
	660	20	175	19 020
	670	21	152	19 166
		22	97	18 981
		23	206	19 291
		24	114	19 047

Tabelul 4

Temperatura, °C	530	600
R_r^u/120 000, N/mm²	110	50
R_r^u/10 000, N/mm²	130	

Se constată că valorile calculate pentru rezistența tehnică de durată pentru 20 000 ore înde-

plinesc condiţia precizată de Instrucţiunile I.S.C.I.R. C 29–82 [3]:

$$R_r^u/20.000 > R_r/100.000.$$

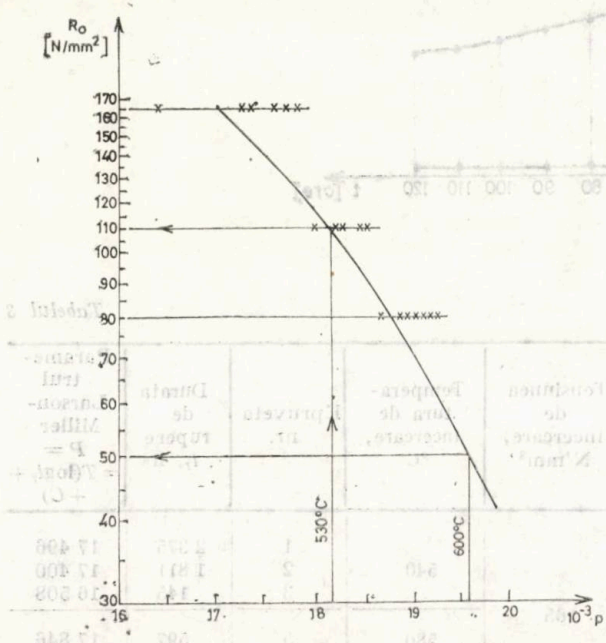


Fig. 8

VI. Determinarea duratei de serviciu a conductei analizate

Determinarea duratei de serviciu, în condiţii de fluaj a sistemelor de conducte, se face cu relaţia:

$$\tau_s^t = \tau_{20}\left(\frac{R_r^t/20}{C_f \cdot \sigma_{max}^f}\right)^{N_t}, \qquad (18)$$

precizată de lucrarea [2], în care:

$R_r^t/20$ este rezistenţa tehnică de durată la 20 000 ore a materialului conductei pentru temperatura de regim şi se determină pe cale experimentală;

N_t — valoarea caracteristică a materialului conductei pentru temperatura de regim;

C_f — coeficientul de siguranţă, care este $\geq 1{,}5$;

σ_{max}^f — tensiunea maximă stabilizată în punctul cel mai solicitat al conductei.

Pentru o conductă sub formă de serpentină de cuptor, s-a determinat durata de serviciu, după 100 000 ore de funcţionare a acesteia.

Relaţia indicată de literatura de specialitate [1]:

$$\tau_r \cdot (\sigma_d^t)^{N_t} = \text{const.}, \qquad (19)$$

pentru durata de rupere de $\tau_{10} = 10\,000$ ore şi $\tau_{20} = 20\,000$ ore şi, pentru rezistenţele de durată corespunzătoare $R_r^u/10\,000$ şi $R_r^u/20\,000$ devine:

$$\tau_{10} \cdot (R_r^u/10\,000)^{N_t} = \tau_{20} \cdot (R_r^u/20\,000),^{N_t}, \qquad (20)$$

din care rezultă:

$$N_t = \frac{\log \tau_{20} - \log \tau_{10}}{\log R_r^u/10\,000 - \log R_r^u/20\,000} =$$

$$= \frac{\log 20\,000 - \log 10\,000}{\log 130 - \log 110} = 4{,}14. \qquad (21)$$

În relaţia (21) s-au introdus valorile rezistenţei tehnice de durată pentru temperatura de 530°C precizate în tabelul 4.

Utilizînd relaţia (18) se obţine:

$$\tau_s^t = 20\,000 \text{ ore} \left(\frac{110}{2 \cdot 38{,}8}\right)^{4{,}14} = 80\,752 \text{ ore}.$$

Concluzii

Lucrarea prezintă modul de determinare a duratei de serviciu a sistemelor de conducte funcţionînd în condiţii de fluaj.

Utilizînd algoritmul şi programul C.F.S.C. se determină starea reală de tensiuni în punctul cel mai solicitat al structurii.

Încercările de fluaj efectuate pe maşinile tip Z.S.E. şi utilizarea metodei de extrapolare Larson-Miller permit să se determine rezistenţa tehnică de durată a materialului conductei analizate şi exponentul N_t (valoarea caracteristică a materialului conductei).

În acest fel determinarea duratei de serviciu a conductelor funcţionînd în condiţii de fluaj se face în mod riguros. Aceasta permite obţinerea unor soluţii tehnice judicioase, cu efecte pozitive asupra economiei de materiale şi prelungirea duratei de funcţionare a conductelor.

Bibliografie

[1] Constantinescu, A. ş.a. *Fluajul metalelor*. Ed. Tehnică, Bucureşti, 1970.

[2] * * * Norma tehnică românească NTR 10401, cap. F.

[3] * * * Prescripţii tehnice pentru verificarea deformaţiilor şi modificărilor structurale ale conductelor şi elementelor cazanelor de abur ce funcţionează la temperaturi ridicate, C 29–82.

Distrugerea brizantă a unei baterii mobile de recipiente-butelii pentru alimentarea autovehiculelor şi tractoarelor cu gaz metan comprimat (I)

Prof. dr. ing. A. Pavel
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

I. Prezentare generală şi constatări preliminare

Constructiv, *modelul experimental* al bateriei mobile de recipiente-butelii pentru alimentarea autovehiculelor şi tractoarelor cu gaz metan comprimat (presiune nominală → Pn 150; capacitate nominală → $Vn = 2{,}6$ m³, fig. 1 şi tab. 1) a constat din patru module cu butelii, amplasate peren pe şasiul unei remorci avînd

Tabelul 1

Caracteristicile tehnice principale ale bateriei mobile de recipiente-butelii pentru alimentarea autovehiculelor şi tractoarelor cu gaz metan comprimat (model experimental)

Denumirea			Unităţile de măsură	Valoarea sau altă menţiune
Remorca pe patru roţi cu pneuri	Tipul constructiv			Remorcă biaxă de tip 2R5A
	Ampatamentul		mm	2 940
	Ecartamentul		mm	1 750
Buteliile	Capacitatea nominală, V_0		l	40
	Diametrul nominal, Dn		—	200
	Numărul buteliilor unui modul, n_1		—	$4 \times 4 = 16$
	Numărul total al buteliilor înseriate baric, n		—	$4 \times 16 = 64$
Mediul de lucru	Natura			Gaz metan, gaze de sondă, biogaz
	Periculozitatea		—	Inflamabil
Condiţiile de exploatare tehnologică	Presiunea nominală, Pn		—	150
	Presiunea de lucru maximă admisibilă, p		bar	150
	Temperatura admisibilă de lucru	Maximă	°C	60
		Minimă	°C	—20
	Capacitatea de îmbuteliere la presiunea manometrică $p = 150$ bar		m^3_N	Circa 390
Bateria mobilă pe roţi cu pneuri	Capacitatea nominală, Vn		m^3	Circa 2,6
	Dimensiunile de gabarit	Lungimea (cu proţap)	mm	Circa 6 750
		Lăţimea	mm	Circa 2 050
		Înălţimea (în stare neîncărcată)	mm	Circa 2 400
	Masa	Gazului comprimat transportat	kg	Circa 300
		Totală (în rulaj)	kg	Circa 6 000
	Viteza maximă		km/h	20
	Panta maximă		%	8

roți cu pneuri și fiind înseriate baric. Cele 64 de recipiente-butelii erau de tip standard, cu capacitatea nominală de 40 l (150 bar), pentru *gaze comprimate* (fig. 2, varianta 2) și făceau

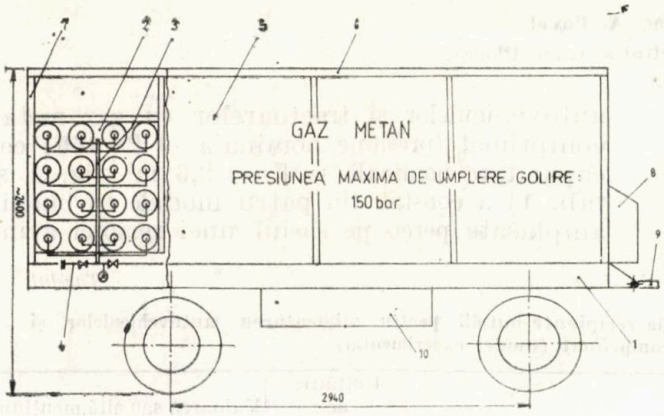


Fig. 1. Schița constructivă a bateriei mobile de recipiente-butelii pentru alimentarea autovehiculelor și tractoarelor cu gaz metan comprimat (modelul experimental): *1* — remorca pe roți cu pneuri, de tip 2R5A; *2* — modulul cu $4 \times 4 = 16$ recipiente-butelii; *3* — rampa de distribuție și înseriere baricâ a buteliilor; *4* — conducta (colectorul, „bara") pentru încărcarea (umplerea) - descărcarea (golirea) gazului metan comprimat în și din bateria mobilă; *5* — cutia de protecție; *6* — parasolarul; *7* — scutul de protecție și avertizare; *8* — boxa pentru scule și accesorii, flancată de două stingătoare cu CO_2 și pulvogen (tip P_3); *9* — proțapul remorcii; *10* — caseta roților de rezervă.

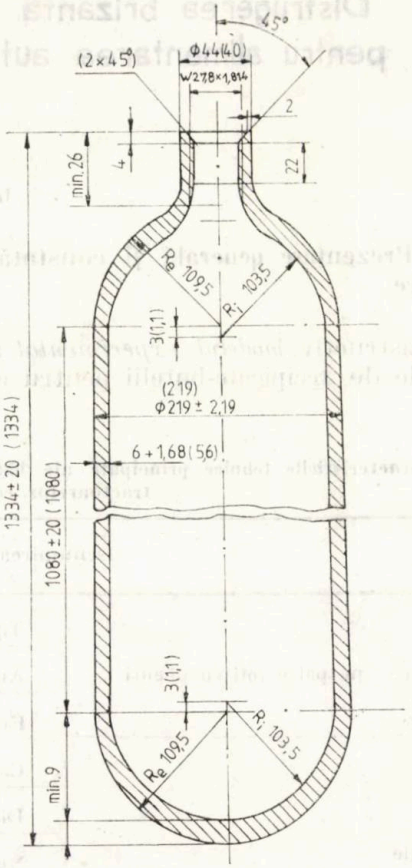


Fig. 2. Recipientele-butelii de 40 l (150 bar), pentru gaze comprimate, în execuția indigenă [1;2].

Notă. Cotele indicate între paranteze corespund primei variante constructive. Celelalte cote corespund celei de-a doua variante constructive.

obiectul prescripțiilor tehnice C 5 din Colecția oficială a Inspecției pentru Cazane, Recipiente sub presiune și Instalații de Ridicat (ISCIR) din România.

Încărcarea tehnologică a bateriei de butelii urma să fie asigurată într-o așa-numită stație de distribuție și alimentare cu gaz metan, al cărui plan de zonare se redă în figura 3. Schema conexiunilor tehnologice corespunzătoare se prezintă, principial, în figura 4.

Procedîndu-se cu multă grabă — asociată cu

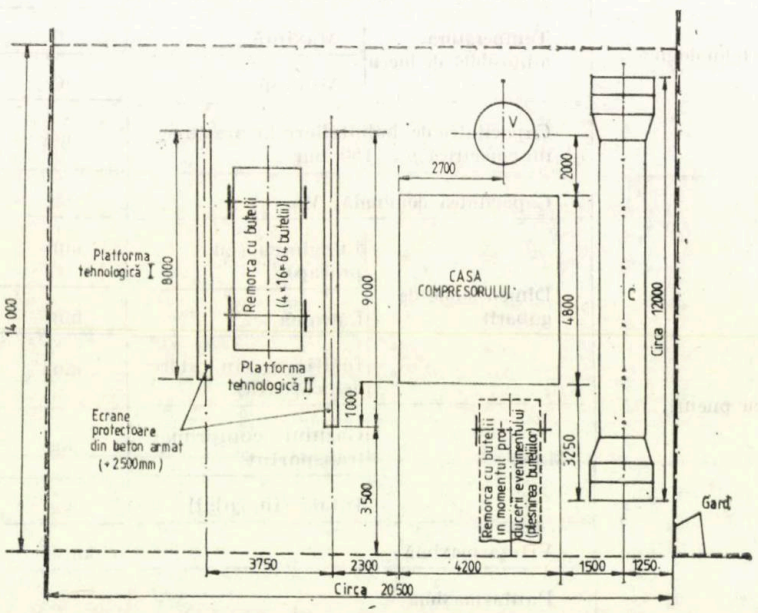


Fig. 3. Planul de zonare al stației de distribuție și alimentare cu gaz metan: *V*, *C* — recipientele (vasele)-tampon.

inadecvare tehnologică și cu nefinalizarea unui plan minimal de măsuri tehnico-organizatorice vizînd asigurarea climatului și cadrului corespunzător de securitate a muncii — la încărcarea neconformă cu gaz metan comprimat a bateriei

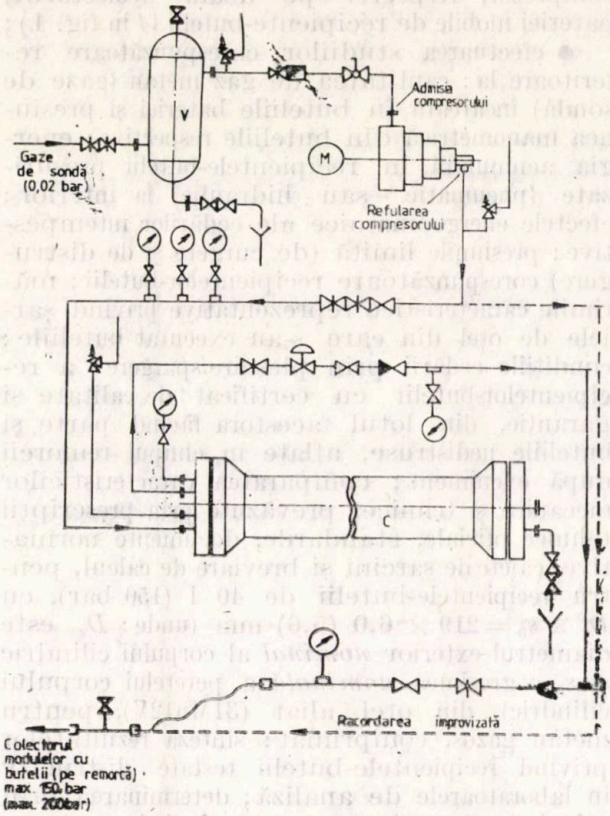


Fig. 4. Schema principială a conexiunilor tehnologice privind încărcarea cu gaz metan comprimat a buteliei mobile de recipiente-butelii:

(——) — conexiunile *corecte*, corespunzătoare prevederilor din proiect; (– – – –) — conexiunea *improvizată*, realizată ca atare în circumstanțele producerii evenimentului; *V*, *C* — recipientele (vasele) -tampon; *M* — motorul electric al compresorului cu cinci trepte (3,7 m^3_N/min, max. 200 bar).

de butelii (fig. 3 și 4), într-o dimineață friguroasă a unei luni de iarnă (—8,5...—1,2°C) și în absența unei asistențe tehnice de strictă specialitate, acțiunea s-a soldat printr-un foarte grav eveniment tehnic intempestiv, care, printre altele, a implicat: distrugerea bateriei mobile de recipiente-butelii (fig. 5); distrugerea unui mare număr de butelii prin plesnire, fragmentare și distorsionare în stare integrală sau dezmembrată (fig. 5 și 6), unele dintre fragmentele mari fiind azvîrlite radial la distanțe de pînă la aproape 200 m; avarierea cabinei compresorului; spargerea geamurilor la clădirile din preajma stației de gaz metan; traumatizarea și decesul unor persoane; compromiterea unei soluții tehnice cu alternative multiple etc.

Pentru a putea contura cu rigurozitate și competență circumstanțele tehnice, tehnologice și organizatorice vizînd *starea* sistemului în

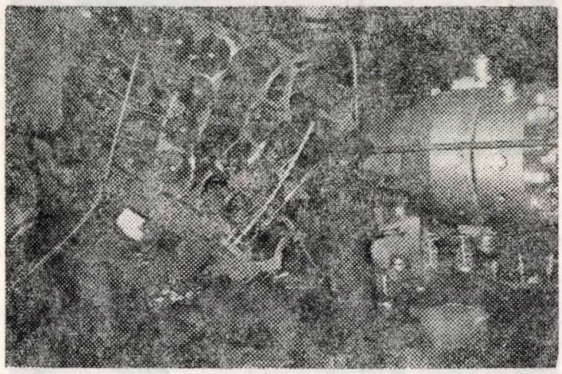
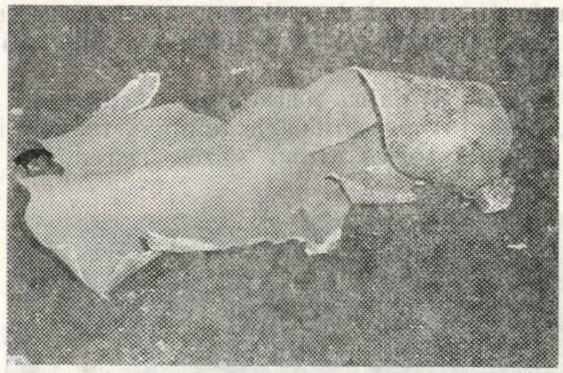


Fig. 5. Bateria mobilă de recipiente-butelii după eveniment, distrusă; săgeata indică furtunul racordării tehnologice improvizate (fig. 4). N o t ă. În dreapta fotografiilor se află recipientul-tampon (*C* în fig. 3 și 4), neautorizat de către ISCIR.

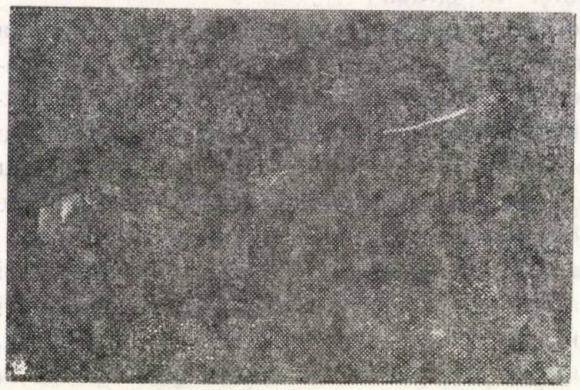
limitele căruia s-a produs evenimentul regretabil, s-au impus următoarele:

- studierea unei voluminoase documentații tehnice în cauză;
- documentarea repetată pe teren, la fața locului unde s-a derulat evenimentul, documentarea la constructorul bateriei mobile de recipiente-butelii și studierea stării utilajelor și a componentelor principale care, într-un fel sau altul, au fost nemijlocit implicate în condițiile și circumstanțele producerii evenimentului;
- analiza aspectelor tehnice, tehnologice și organizatorice, specifice, care puteau fi a priori implicate cauzal în producerea evenimentului, împreună cu personalul tehnic calificat de la diferite instituții și întreprinderi;
- efectuarea unor analize și încercări distructive pe fragmente de butelie și pe butelii integrale, provenite sau selectate dintre cele aflate pe remorca distrusă sau în preajma locului evenimentului, care au inclus următoarele determinări: aspect și analiză dimensională; compoziție chimică; încercări mecanice de tracțiune, îndoire și încovoiere prin șoc; analiză structurală macroscopică și microscopică;
- elucidarea unor aspecte referitoare la compresorul stației de distribuție și alimentare cu gaz metan și, de asemenea, la inertizarea buteliilor aflate în alcătuirea bateriei pe roți cu pneuri, respectiv la eventuala incompati-

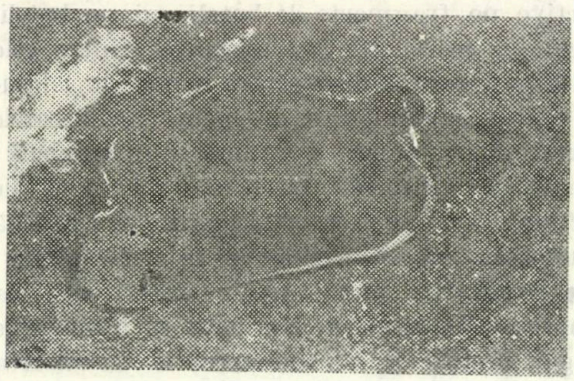


a

b



c



d

Fig. 6. Fragmentele unor butelii distruse.

bilitate chimică dintre gazul de inertizare (azot) și gazul comprimat în butelii (gaze de sondă);

- compararea și confruntarea documentelor tehnice de referință privind buteliile de fabricație indigenă;
- expertizarea supapelor de siguranță ale compresorului și a manometrelor aflate pe compresor, respectiv pe „bara" (colectorul) bateriei mobile de recipiente-butelii (*4* în fig. 1);
- efectuarea studiilor corespunzătoare referitoare la: cantitatea de gaz metan (gaze de sondă) încărcată în buteliile bateriei și presiunea manometrică din buteliile respective; energia acumulată în recipientele-butelii presurizate (pneumatic sau hidraulic) la interior; efectele energodinamice ale cedărilor intempestive; presiunile limită (de curgere și de distrugere) corespunzătoare recipientelor-butelii; mărimile caracteristice reprezentative privind șarjele de oțel din care s-au executat buteliile; condițiile cedării prin plesnire/spargere a recipientelor-butelii cu certificat de calitate și garanție, din lotul acestora făcînd parte și buteliile nedistruse, aflate în cîmpul remorcii după eveniment; compararea caracteristicilor mecanice și tehnice, prevăzute prin prescripții tehnice oficiale, standarde, documente normative, caiete de sarcini și breviare de calcul, pentru recipientele-butelii de 40 l (150 bar), cu $D_e \times s_0 = 219 \times 6{,}0$ (5,6) mm (unde: D_e este diametrul exterior *nominal* al corpului cilindric și s_0 — grosimea *nominală* a peretelui corpului cilindric), din oțel aliat (31Mn12V), pentru metan gazos, comprimat; sinteza rezultatelor privind recipientele-butelii testate distructiv în laboratoarele de analiză; determinarea prin calcul (la dimensionare) a grosimii de perete s a recipientelor-butelii în discuție;
- testarea experimentală distructivă a unor butelii — noi sau folosite — prin presurizare hidraulică în condiții de stand;
- precizarea temperaturii mediului înconjurător, din ziua evenimentului, în zona climatică dată;
- restudierea documentelor fotografice și revizionarea videocasetei trase la locul evenimentului imediat după producerea acestuia.

În urma studiilor, analizelor, experimentărilor și expertizelor au fost conturate o serie de constatări *primare*.

1. Conform proiectului privind „Stația de distribuție și alimentare cu gaz metan" comprimat, planul de zonare-amplasare este cel redat în figura 3, iar schema conexiunilor tehnologice este cea simplificată în figura 4; în aceste figuri, cu linie punctată mărunt s-a indicat — evident, schematic — poziția neconformă a remorcii cu butelii, în momentul producerii evenimentului (cedarea buteliilor prin plesnire/spargere) și, de asemenea, racordarea improvizată — nemijlocit la refularea compresorului — a colectorului modulelor cu butelii structurate pe remorca

respectivă; aşadar, procedîndu-se la încărcarea cu gaze de sondă comprimate a buteliilor, integrate într-o baterie mobilă, potrivit racordării improvizate, prevederile şi restricţiile proiectului au fost ignorate în mod flagrant.

2. Prin proiect s-a admis ca utilajul conductor al staţiei să fie — ca soluţie temporară şi fortuită — compresorul de gaze (neprecizîndu-se ce fel de gaze!); compresorul respectiv era, însă, destinat pentru aer şi/sau gaze inerte, fiind cu totul contraindicat pentru gaze inflamabile (cum sînt gazele de sondă!).

3. Din punctul de vedere al evoluţiei barice de la sursa gazelor de sondă şi pînă la recipientele-butelii propriu-zise (40 bar→0,02 bar→ →200 bar→150 bar), soluţia tehnică generală, materializată prin proiectul „Staţiei de distribuţie şi alimentare cu gaz metan", era cu totul neraţională ca alternativă energetică şi, deci, neeconomicoasă ca alternativă practică.

4. Conform documentaţiei tehnice de proiectare, bateria mobilă (pe pneuri) cu recipientebutelii era *model experimental*, iar staţia de distribuţie şi alimentare cu gaz metan era *instalaţie (experimentală) prototip*: cu toate acestea, ele nu au fost supuse procedurilor oficiale şi legale de preomologare şi omologare finală, nefiind atestate ca atare tehnic şi tehnologic.

5. Investiţia materializată sub denumirea de „Staţie de distribuţie şi alimentare cu gaz metan", nu a fost recepţionată conform procedurii legale, nu avea avizarea organelor de pompieri şi nu era dotată în mod corespunzător din punctul de vedere al normelor de securitate tehnică şi P.S.I.

6. Nefiind consemnat ca atare în nici un document tehnic, marcajul (seria nr., proveniența, anul fabricaţiei etc. — v. PT ISCIR C 5—84) celor 64 de recipiente-butelii, montate pe remorca auto, nu s-a putut identifica cu certitudine. În urma evenimentului, 24 de butelii *nu s-au distrus*, 22 fiind de fabricaţie indigenă (şarjele nr. 50 808, 50 811, 50 816 şi 50 821), iar 2-de proveniență străină (U.R.S.S.); dintre cele 40 de recipiente-butelii, care *s-au distrus* în timpul evenimentului (cedînd prin fisurare, plesnire, spargere, turtire etc.), 39 puteau fi de fabricaţie indigenă (IPIC-CF Buzău [2]), dar puteau include şi cîteva butelii de altă proveniență (Mannesmann — R.F. Germania, Tehnomaşexport — U.R.S.S., CSEPEL —R. Ungaria etc.); una dintre aceste butelii s-a identificat a fi de proveniență U.R.S.S.

7. Între Certificatele de calitate şi garanţie, respectiv Certificatele de control şi încercări pentru Recipiente-Butelii (CRB), pe de o parte, şi Buletinele de Încercări de materiale (BÎ), pe de altă parte, în mod sistematic au existat flagrante neconcordanţe calendaristice, ultimele fiind — doar cu puţine excepţii — cu mult ulterioare primelor. Prin urmare, în majoritatea lor covîrşitoare, cele peste 1 000 de recipientebutelii, existente în evidenţa fizică a beneficiarului investiţiei şi asigurate din producţia indigenă (IPIC-CF Buzău) erau — practic — lipsite de garanţiile tehnice şi calitative impuse prin PT ISCIR C 5—84, impunîndu-se blocarea utilizării lor ca atare (pentru metan gazos comprimat, la 150 bar), pînă la reautentificarea garanţiilor calitative corespunzătoare. De altfel, între datele tehnice înscrise în CRB şi cele din BÎ, pe de o parte, respectiv cele din documentaţia de proiectare şi execuţie uzinală, pe de altă parte, neconcordanţele sînt departe de a fi numai formale (tab. 2—4). În atare condiţii, evident, toate recipientele-butelii de proveniență indigenă (IPIC-CF Buzău), indiferent de destinaţia lor (gaze comprimate — metan, oxigen etc. — 40 l, 150 bar), s-a impus obligatoriu a fi reexaminate, reautentificate prin marcare corespunzătoare şi regarantate tehnic şi calitativ.

8. În ambele variante de proiectare (fig. 2), recipientele-butelii pentru metan gazos comprimat (40 l, 150 bar) au fost dimensionate extrem de strîns — $s_0 = 5{,}6$ mm şi, respectiv, $s_0 = 6{,}0$ mm (tab. 5) —, admiţîndu-se $\alpha_o = 1{,}00$ (perete de butelie fără concentratori de tensiuni mecanice, deci fără anomalii structural-constructive, deşi nu s-a impus vreun mod de examinare nedistructivă defectoscopică sau defectometrică) şi asigurîndu-se un coeficient de siguranţă nepermis de mic, faţă de rezistenţa de rupere minimă a materialului de bază ($c_r = 1{,}67$, în loc de $c_r = \text{min. } 2{,}4$, cît se prevede în PT ISCIR C 4—83, tab. 4). Mai trebuie remarcat, în plus, că presiunile de curgere ($p_c \rightarrow$ →deformare, distorsionare) şi de rupere ($p_r \rightarrow$ →distrugere prin plesnire sau spargere), corespunzătoare aceloraşi recipiente-butelii, au fost evaluate în mod *eronat* cu formulele din breviarele de calcul, în fond, formulele respective revenind la cea unică şi clasică atribuită ca fiind conformă cu ipoteza lui Prandtl ($\sigma_c = \sigma_r = \sigma_{max}$) şi conducînd întotdeauna la valori majorate ale presiunilor $p_c \rightarrow p_r$ [4].

9. Pe cele cinci trepte ale sale, compresorul a fost echipat cu supape de siguranţă corespunzătoare pentru aer şi gaze inerte, dar cu totul necorespunzătoare pentru comprimare de gaze inflamabile de tipul gazului metan. De altfel, întregul sistem al compresorului nu s-a echipat cu componente şi dispozitive de captare şi evacuare de securitate tehnică a scăpărilor de gaze, deşi acestea erau cu totul inevitabile pentru compresorul respectiv; supapa de siguranţă de pe treapta a cincea (refularea compresorului) a fost reglată la presiunea manometrică de 200 bar, dar nu s-a sigilat, aşa cum impunea legislaţia tehnică în vigoare; celelalte supape de siguranţă, de asemenea nesigilate, au fost reglate la presiunea mano-

Tabelul 2

Datele comparative privind recipientele-butelii de 40 l (150 bar), cu $D_e \times s_0 = 219 \times 6{,}0$ (5,6) mm, din oțel aliat (31Mn12V), pentru metan gazos comprimat

Sursa	σ_r, în N/mm²	σ_c, în N/mm²	δ_5, în %	(— 40°C) *KCV*, în J/cm²	*HRC*	$\frac{\sigma_c}{\sigma_r}$	p_l, în bar	p_{calc}, în bar	p_c, în bar	p_d, în bar	$\frac{p_c}{p_d}$
PT ISCIR C 5—84	max. 1 200	—	min. 14	—	—	max. 0,8	150	225	—	max. 509* max. 593**	—
C.S. nr. 5/1984 (Țagle)	min. 700	min. 550	min. 13	min. 35	—	0,79	—	—	min. 266 min. 310	min. 300 min. 350	0,89* 0,89**
STR-MTTc (Fără număr)	min. 700 max. 1 200	min. 550	min. 14	min. 35 (min. 28)	—	max. 0,8	—	—	min. 266 min. 310	min. 297 max. 509 min. 346 max. 593	0,90* 0,52* 0,90** 0,52**
GOST 949—73 (OA)	min. 900	min. 700	min. 15	—	—	0,78	—	—	min. 339 min. 394	min. 378 min. 441	0,90* 0,89**
Certificat U.R.S.S. (OC)	min. 720 max. 760	min. 400 max. 420	min. 20 max. 22	—	—	0,53...0,58	150	225	min. 193 min. 225	min. 290 min. 338	0,67* 0,67**
C.S. nr. 84—8.0	min. 785 max. 1 200	min. 620	min. 14	min. 35	24,5...26,5	max. 0,9	150	(225)	min. 300 min. 349	min. 333 min. 388	0,90* 0,90**
C.S. nr. 84—8.0—M	min. 700 max. 1 200	min. 550	min. 14	min. 35	—	max. 0,9	150	(225)	min. 266 min. 310	min. 297 min. 346	0,90* 0,90**
B.C. nr. 84—8.0	min. 785	620	min. 14	min. 35	—	0,79	150	225	325,5 min. 349	412 min. 388	0,79*** 0,90**
B.C. nr. 84—8.0/M	min. 700	550	min. 14	min. 35	—	0,79	150	225	310 min. 310	394 min. 346	0,79*** 0,90**

O b s e r v a ț i e. Valorile indicate sînt cele calculate pentru $s_0 = 5{,}6$ mm (*) și $s_0 = 6{,}0$ mm (**), respectiv cele preluate ca atare din sursa precizată (***). Mărimile p_c și p_d sînt evaluate conform cu [3].

N o t a ț i i : σ_r — rezistența standard de rupere; σ_c — limita tehnică standard de curgere; δ_5 — lungirea specifică la rupere; *KCV* — reziliența; *HRC* — duritatea Rockwell (*C*); p_l — presiunea de lucru (încărcare); p_{calc} — presiunea de calcul; p_c — presiunea de curgere; p_d — presiunea de distrugere (plesnire); OC, OA — oțel carbon, respectiv aliat; *CS* — caiet de sarcini; *B.C.* — breviar de calcul; *STR* — standard de ramură.

Tabelul 3

Sinteza mărimilor caracteristice reprezentative privind recipientele-butelii de 40 l (150 bar) pentru metan gazos comprimat

Mărimea caracteristică	s_0, în mm	Șarja nr. 35 169		35 170		50 808		50 811		50 816		50 821		51 283		51 284	
		Documentul de referință															
		CRB	BÎ	CRB	BÎ	CRB	BÎ	CRB	BÎ	CRB	BÎ	CRB	BÎ	CRB	BÎ	CRB	BÎ
σ_c, în N/mm², min.	5,6	619	608	647	646	634	507...634	630	600	625	577 625	654	643	630	569 579	642	608
	6,0																
σ_r, în N/mm², min.	5,6	809	800	837	837	809	692...810	835	769	808 824	742 808	846 855	825	828	723 750	821	787
	6,0																
δ_5, în %, min	5,6	21	21	26	22	25	20...24	28	28	24 26	26 24	25	25	22	26 22	24	24
	6,0																
KCV, în J/mm², min.	5,6	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	6,0																
σ_c/σ_r	5,6	0,77	0,76	0,77	0,77	0,78	0,63...0,92	0,75	0,78	0,77 0,76	0,78 0,77	0,77 0,76	0,78	0,76	0,79 0,77	0,78	0,77
	6,0																
p_c, în bar, min.	5,6	325	319	340	339	333	266...333	331	315	328	303 328	343	337	331	299 304	337	319
	6,0	349	343	365	364	357	286...357	355	338	352	325 352	368	362	355	321 326	362	343
p_d, în bar, min.	5,6	351	347	349	360	340	293...354	342	315	342 343	309 342	355 359	346	356	301 323	347	333
	6,0	377	372	374	387	365	314...380	368	338	367 368	332 367	381 385	372	382	323 346	373	358
p_c/p_d	5,6	0,93	0,92	0,97	0,94	0,98	0,91...0,94	0,98	1,00	0,96	0,98 0,96	0,97 0,96	0,97	0,93	0,97 0,94	0,97	0,96
	6,0	0,93	0,92	0,98	0,94	0,98	0,91...0,94	0,96	1,00	0,96	0,98 0,96	0,97 0,96	0,97	0,93	0,99 0,94	0,97	0,96

Tabelul 3 (continuare)

Mărimea caracteristică	s_0, în mm	Șarja nr. 51 340		52 568		52 575		52 577		52 578		52 583		53 616		53 617	
		Documentul de referință															
		CRB	BÎ	CRB	BÎ	CRB	BÎ	CRB	BÎ	CRB	BÎ	CRB	BÎ	CRB	BÎ	CRB	BÎ
σ_c, în N/mm², min.	5,6	667	654	654	654	629	601	628	628	636	615	667	566	658	444	628	468
	6,0	685	551				627				535		616	659	658		628
			645								600						
σ_r, în N/mm², min.	5,6	842	814	827	827	816	759	832	832	816	809	842	742	842	657	821	714
	6,0	785	732				816				735		795		842		821
			831								783						
δ_5, în %, min	5,6	20	20	22	20,6	25	24	23	19,6	26	23	20	23	20	22,5	23	24
	6,0	25	25				23				22		19		20		21
			19								21						
KCV, în J/mm², min.	5,6	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	6,0																
σ_c/σ_r	5,6	0,79	0,80	0,79	0,79	0,77	0,79	0,75	0,75	0,78	0,76	0,79	0,76	0,78	0,68	0,76	0,66
	6,0	0,87	0,75				0,77				0,73		0,77	0,78	0,78		0,76
			0,78								0,77						
p_c, în bar, min.	5,6	350	343	343	343	330	315	329	329	334	323	350	297	345	233	329	246
		360	289				329				281		323	346	345		329
			339								315						
	6,0	376	368	368	368	354	339	354	354	358	346	376	319	371	250	354	264
		386	310				353				301		347	371	371		354
			363								338						
p_d, în bar, min.	5,6	368	356	356	360	343	321	355	365	340	345	368	317	368	281	350	302
		329	307				348				316		351		368		356
			367								340						
	6,0	395	382	382	386	368	345	381	392	365	371	395	340	395	302	376	324
		354	330				374				339		376		395		382
			393								365						
p_c/p_d	5,6	0,95	0,96	0,96	0,95	0,96	0,98	0,93	0,90	0,98	0,94	0,95	0,94	0,94	0,83	0,94	0,81
		1,09	0,94				0,95				0,89		0,92		0,94		0,92
			0,92								0,93						
	6,0	0,95	0,96	0,96	0,95	0,96	0,98	0,93	0,90	0,98	0,93	0,95	0,94	0,94	0,83	0,94	0,81
		1,09	0,94				0,94				0,89		0,92		0,94		0,93
			0,92								0,93						

Tabelul 4

Unele dintre condițiile plesnirii recipientelor-butelii

Mărimea caracteristică	Diametrul mediu D_m, în mm (fig. 14)	Șarja nr.							
		50 811		50 821		50 816		50 808	
		Documentul de referință							
		CRB	BÎ	CRB	BÎ	CRB	BÎ	CRB	BÎ
σ_c, în N/mm²	209	630	630 660 600	654	654 654 643	625	625 625 625	634	641 638 634
σ_r, în N/mm²	209	835	835 860 769	846	846 846 825	808	824 816 808	809	826 813 809,7
δ_5, în %	209	28	28 28 28	25	25 25 25	24	26 26 24	25	24 21 25
p_d, în bar	209	156	156	156	156	156	156	156	156
$\frac{s}{D_m} = \frac{p_d(1+\delta_5)}{2\sigma_r}$	209	0,0119	0,0119 0,0116 0,0130	0,0115	0,0115 0,0115 0,0118	0,0120	0,0119 0,0120 0,0120	0,0121	0,0117 0,0116 0,0120
s, în mm (Rezultată)	209	2,50	2,50 2,43 2,71	2,41	2,41 2,41 2,47	2,50	2,49 2,52 2,52	2,52	2,45 2,43 2,52
σ_c/σ_r	209	0,75	0,75 0,77 0,78	0,77	0,77 0,77 0,78	0,77	0,76 0,77 0,77	0,78	0,78 0,78 0,78
p_d, în bar	209	115	115	115	115	115	115	115	115
$\frac{s}{D_m} = \frac{p_d(1+\delta_5)}{2\sigma_r}$	209	0,0088	0,0088 0,0086 0,0096	0,0085	0,0085 0,0085 0,0087	0,0088	0,0088 0,0089 0,0088	0,0089	0,0086 0,0086 0,0089
s, în mm (Rezultată)	209	1,84	1,84 1,79 2,00	1,78	1,78 1,78 1,82	1,84	1,84 1,86 1,84	1,86	1,80 1,79 1,86
p_d, în bar	209	188	188	188	188	188	188	188	188
$\frac{s}{D_m} = \frac{p_d(1+\delta_5)}{2\sigma_r}$	209	0,0144	0,0144 0,0140 0,0156	0,0139	0,0139 0,0139 0,0142	0,0144	0,0144 0,0145 0,0144	0,145	0,0141 0,0140 0,0145
s, în mm (Rezultată)	209	3,01	3,01 2,92 3,27	2,90	2,90 2,90 2,98	3,01	3,00 3,03 3,01	3,04	2,95 2,92 3,03
p_d, în bar	209	199	199	199	199	199	199	199	199
$\frac{s}{D_m} = \frac{p_d(1+\delta_5)}{2\sigma_r}$	209	0,0153	0,0153 0,0148 0,0166	0,0147	0,0147 0,0147 0,0151	0,0153	0,0152 0,0154 0,0153	0,154	0,0149 0,0148 0,0154
s, în mm (Rezultată)	209	3,19	3,19 3,10 3,46	3,07	3,07 3,07 3,15	3,19	3,18 3,21 3,19	3,21	3,12 3,10 3,21

metrică de : 91 bar ; 40,5 bar ; 17 bar și, respectiv, 10 bar (prima treaptă).

10. Manometrele compresorului (5 buc.) și cele plasate pe bara-colector a bateriei mobile pe roți cu pneuri (4 buc.) au fost manometre pentru oxigen, de max. 250 bar, cu diametrul cadranului de 100 mm, din clasa de precizie 2,5, fără semnul roșu care să marcheze presiunea admisibilă maximă de lucru. Referitor la manometre, PT ISCIR C 4—83 impuneau următoarele : ● presiunea maximă admisibilă de lucru trebuie să fie marcată pe cadranul

Tabelul 5

Determinarea grosimii de perete a recipientelor-butelii pentru metan gazos comprimat (40 l, 150 bar)

Sursa	Formula de calcul	Diametrul exterior, D_e	Presiunea de calcul, p_c		Mărimea de referință, σ_{ref}		Coeficientul de siguranță, c		Rezistența admisibilă σ_a	α_σ *	s_0 (min.)	Observații
					σ_r	σ_c	c_r	c_c	min.			
—	—	mm	bar	N/mm²	N/mm²	N/mm²	—	—	N/mm²	min	mm	—
PT ISCIR C 5—84	$s_0 = \frac{\alpha_\sigma p_c D_e}{2\sigma_a + p_c}$	219	225	22,5	785 / 700	620 / 550	—	1,3	477 / 423	1,0 / 2,5	5,05 / 5,67 ; 12,62 / 14,18	Fără duri
PT ISCIR C 4—83	$s_0 = \frac{\alpha_\sigma p_c D_e}{2\sigma_a + p_c}$	219	225	22,5	785 / 700	620 / 550	2,4	1,5	327 / 292	1,0 / 2,5	7,28 / 8,12 ; 18,21 / 20,31	Idem
BC nr. 84—8.0 (s_0 = 5,6 mm)	$s_0 = \frac{\alpha_\sigma p_c D_e}{2\sigma_a + p_c}$	219	225	22,5	785	620	1,67	1,33	466	1,0 / 2,5	5,16 / 12,91	Idem
BC nr. 84—8.0/M (s_0 = 6,0 mm)	$s_0 = \frac{\alpha_\sigma p_c D_e}{2\sigma_a + p_c}$	219	225	22,5	700	550	1,67	1,33	414	1,0 / 2,5	5,79 / 14,48	Idem

* Coeficientul de concentrare α_σ corespunde unei fisuri transversale 30% pe grosimea de perete a buteliei, la nivelul său valoric minim ($\rightarrow \alpha_{\sigma\,min}$); $\sigma_a = \frac{\sigma_{ref}}{c} = min\left(\frac{\sigma_r}{c_r}, \frac{\sigma_c}{c_c}\right)$.

manometrului cu o linie roșie (sau pe carcasă, printr-un indicator vopsit în roșu) (art. 5.7.1.3); ● manometrele trebuie să fie cel puțin din clasa de precizie 2,5; ● manometrele vor fi astfel alese, încît presiunea maximă admisibilă de lucru să se găsească în treimea mijlocie a scării gradate (art. 5.7.1.4); ● manometrul va fi montat astfel, încît să fie asigurat contra vibrațiilor (art. 5.7.1.5); ● diametrul exterior al manometrului trebuie să fie de minimum 150 mm, dacă presiunea maximă admisibilă de lucru este mai mare de 0,8 MPa (8 bar) (art 5.7.1.6); ● este interzisă folosirea manometrelor defecte sau cu următoarele lipsuri: lipsa semnului roșu care marchează presiunea maximă admisibilă de lucru; nerevenirea acului indicator la indicația zero ș.a.; ... Rezultă, așadar, că manometrele aflate pe compresor și pe bara-colector a bateriei mobile cu butelii au fost necorespunzătoare; manometrele respective, pentru a fi corespunzătoare, trebuia să fie *cel puțin* din clasa de precizie 2,5, cu diametrul cadranului de *minimum* 150 mm, cu indicația *maximă* de 350...400 bar (pe treapta a cincea a compresorului), respectiv de cel puțin 300...350 bar (pe bara-colector) și cu semnul roșu de marcare a presiunii maxime admisibile de lucru (200 bar — pe compresor, treapta de refulare, respectiv 150 bar — pe colectorul bateriei mobile cu butelii).

11. Încărcarea/umplerea cu gaz metan (gaze de sondă) comprimat(e) s-a efectuat direct de la compresor (fig. 3 și 4), în următoarea succesiune: presurizarea bateriei pînă la circa 50 bar — purjarea buteliilor prin depresurizarea în atmosferă (eșapare de metan sub control manual, dar oricum potențial periculos într-o concentrație în aer de 5...15 %), pînă la o presiune manometrică reziduală în sistemul buteliilor de 5...20 bar — represurizarea bateriei mobile pînă la circa 135 bar; în tot acest timp nu s-a efectuat nici-o înregistrare de parametri (presiuni, temperaturi, compoziție chimică, concentrații etc.), atît subiectiv — prin consemnare în registrul de operare, cît și obiectiv — prin transpunere automată pe bandă, disc, film etc., stația de distribuție și alimentare cu gaz metan nefiind dotată în acest scop. De altfel, nu s-a putut afla care au fost cantitățile consumate de gaze de sondă și de odorizant; parametrii menționați au fost extrași din de-

claraţiile martorilor, care au mai consemnat următoarele:

— durata represurizării buteliilor din sistemul bateriei mobile, de la presiunea reziduală de 5...20 bar pînă la presiunea manometrică de oprire, de circa 135 bar, a fost de $\tau_0 = 85...100$ min (nu a existat un consens de aprecieri subiective);

— indicaţiile a două manometre de pe bara-colector a bateriei de butelii nu au fost identice în etapa de represurizare şi totuşi, contrar prevederilor PT ISCIR C 4—83, încărcarea cu gaz metan comprimat a fost continuată;

— după debranşarea de la compresor, în sistemul bateriei mobile de recipiente-butelii au fost efectuate unele intervenţii nenominalizate ale operatorului lăcătuş mecanic, (decedat pe loc!), buteliile aflîndu-se sub o presiune în mod exact necunoscută, date fiind indicaţiile neconforme ale manometrelor (circa 110...115 bar şi, respectiv, circa 135 bar).

Rezultă, aşadar, următoarele:

- contrar instrucţiunilor de folosire a recipientelor-butelii pentru metan gazos comprimat (40 l, 150 bar), s-a intervenit cu acţiuni mecanice neprecizate asupra sistemului bateriei mobile, cînd aceasta s-a aflat sub presiune;
- manometrele aflate pe bara colectoare a bateriei mobile de butelii s-au deetalonat, pe de o parte datorită faptului că ele erau necorespunzătoare şi pe de altă parte datorită faptului că preluaseră oscilaţii de presiune cu o intensitate teoretică de pînă la 90 bar (corespunzătoare cilindrului de comprimare al treptei a cincea a compresorului) şi cu o frecvenţă de peste 1 400 cicluri/min (identică cu frecvenţa de rotaţie a motorului electric de 75 kW al compresorului — *M* în fig. 4);
- presiunea din bateria mobilă cu buteliile încărcate nu s-a putut cunoaşte în mod precis, lipsind informaţiile consemnate în mod obiectiv şi deetalonîndu-se manometrele indicative aflate pe bara-colectoare a remorcii pe roţi cu pneuri; oricum, însă, presiunea manometrică respectivă nu a putut depăşi nivelul de 200 bar, la care a fost reglată supapa de siguranţă aflată pe treapta de refulare (a cincea) a compresorului;
- în timpul operării tehnologice, efectuate în dimineaţa evenimentului, toate comenzile s-au executat numai manual şi, deci, subiectiv neexistînd un sistem automat sau altfel cît de cît obiectiv de supraveghere tehnică (s-a operat sub deviza hazardului, potrivit declaraţiei unui martor).

12. Evenimentul a survenit la 10...20 min (conform declaraţiilor martorilor) după debranşarea de la refularea compresorului a bateriei mobile, şi respectiv, după oprirea compresorului. Fenomenologic, evenimentul a fost de tipul cedării prin *spargere cvasiinstantanee* a unui mare număr de recipiente-butelii, datorite plesnirii înlănţuite (în decursul unor mici fracţiuni de secundă) a buteliilor respective şi nu a fost de tipul unei explozii de gaze, cum formal s-a consemnat în unele documente de constatare; de altfel, la locul evenimentului nu au fost depistate urme de foc sau de inflamare rapidă a unui amestec exploziv de aer-gaze (de sondă → metan gazos). În condiţiile climatice din ziua evenimentului, cînd temperatura aerului înconjurător a fost de −8,5...−1,2°C între orele 8.30 şi 15.30, dacă ar fi avut loc o explozie de gaze combustibile, atunci urmele combustiei — oricît de rapidă ar fi fost aceasta — s-ar fi regăsit din abundenţă pe metalul rece (sub forma unor pete întunecate şi unsuroase, de funingine) şi în incinta staţiei de gaze (sub forma unor resturi organice carbonizate — bucăţi de hîrtie, resturi lemnoase, iarbă ş.a). Evident, conceptul de *explozie de gaze* trebuie interpretat nu în sensul accepţiunii spontane subiective, ci în conformitate strictă cu preceptele literaturii tehnice de specialitate [5].

13. Anterior încărcării gazului metan (gazelor de sondă) comprimat(e) în recipientele-butelii ale sistemului bateriei mobile, sistemul respectiv s-a inertizat în mod corespunzător (cu azot) şi s-a menţinut sub o presiune reziduală de azot. Potrivit literaturii de specialitate consacrate, nu există o incompatibilitate chimică între gazul de inertizare (azot uscat) şi gazele comprimate în buteliile bateriei mobile (metan 99,5% şi etan 0,5 %, în ziua evenimentului); la temperaturi sub 500°C, o asemenea incompatibilitate chimică nu există de asemenea între gazele comprimate sau în curs de comprimare, nominalizate, pe de o parte, şi substanţele odorizante (mercaptani), pe de altă parte.

14. După comprimarea în treapta a cincea a compresorului, refularea şi trecerea prin răcitor, gazul metan (gazele de sondă) încărcat(e) în sistemul bateriei mobile cu butelii nu putea avea o temperatură — estimată prin calcul (v. anexa) — mai mare decît 50°C, care, evident, este nepericuloasă din punctul de vedere al riscurilor de autoaprindere; spre edificare, se menţionează că *temperatura de autoaprindere* a gazului metan este de 556°C, în mediu de oxigen şi de 650°C, în mediu de aer.

La nivelul investigaţiilor *preliminare*, următoarele probleme au fost numai formulate:

— cantitatea de gaz metan (gaze de sondă) comprimată introdus(ă) şi, deci, aflată în cele 64 de recipiente-butelii în momentul evenimentului, respectiv presiunea manometrică din sistemul bateriei mobile de butelii;

— energia elastomecanostatică acumulată în buteliile presurizate pneumatic la interior, respectiv energia elastomecanostatică disponibilizată în momentul producerii evenimentului;

— efectele energodinamice implicate de evenimentul aflat în analiză;

— disponibilitatea de capacitate portantă a recipientelor-butelii alcătuind sistemul bateriei mobile care a cedat, respectiv presiunile limită (*de distrugere*→prin plesnire sau spargere și *de curgere*→prin deformare/distorsionare ireversibilă de ordinul a 0,2%) corespunzătoare buteliilor și condițiile cedării catastrofale a acestora.

Evident, abordarea și rezolvarea problemelor enunțate au implicat studii analitice complicate și determinări experimentale laborioase, succedate de prelucrări pretențioase ale rezultatelor și interpretări cu reverberații inedite [4], care vor fi publicate ulterior.

Anexă

*Calculul temperaturii gazelor refulate de compresor**

În absența unor calcule termodinamice privind compresorul stației de gaze, analiza numerică s-a efectuat în două alternative (1 și 2), delimitate prin valorile maximă ($H_1 = 230/78 = 2{,}95$) și minimă ($H_2 = 220/87 = 2{,}53$) ale raportului $H \rightarrow H_{1,2}$ de comprimare pe treapta a cincea (treapta de refulare). S-au avut în vedere următoarele date: *a*) gazul refulat din treapta a patra înspre treapta a cincea a fost trecut prin răcitorul intermediar; *b*) eficiența răcitorului de după treapta de refulare era necunoscută, aceasta făcînd imposibilă determinarea *exactă* a temperaturii gazului refulat și, deci, încărcat în bateria mobilă cu butelii; c) temperatura mediului înconjurător era negativă, avînd valoarea $t_0 \approx -5°C$; *d*) la intrarea în compresor, temperatura apei de răcire nu depășea valoarea $t_{apă} = +15°C$; *e*) temperatura gazului aspirat în treapta a cincea a compresorului era $t_a = +35°C$.

Pentru: $Q = 3{,}7$ m^3_N/min — debitul compresorului; $n = 1\,450$ rot/min — frecvența de rotație a arborelui compresorului; $d_0 = 30$ mm — diametrul cilindrului treptei a cincea; $h_0 = 80$ mm — cursa pistonului; $p_a = 78$ bar (1) și $p_a = 87$ bar (2) — presiunea de aspirație în treapta a cincea; $p_r = 230$ bar (1) și $p_r = 220$ bar (2) — presiunea de refulare; $T_a = 273 + t_a = 273 + 35 = 308$ K — temperatura termodinamică de aspirație în treapta a cincea,... *temperatura de refulare* din treapta a cincea, calculată cu formula:

$$T_r = T_a H^{\frac{m-1}{m}},$$

în care:

$$H = \frac{p_r + 1}{p_a + 1},$$

iar $m = 1{,}3$ reprezintă exponentul politropic (valoare acoperitoare pentru procesul real), are intensitatea (înainte de răcire):

alternativa 1

$$T_r = 308 \cdot \left(\frac{230+1}{78+1}\right)^{\frac{1{,}3-1}{1{,}3}} = 395 \text{ K};$$

deci:

$$t_r = 122°C;$$

alternativa 2

$$T_r = 308 \cdot \left(\frac{220+1}{87+1}\right)^{\frac{1{,}3-1}{3{,}3}} = 381 \text{ K},$$

deci:

$$t_r = 109°C.$$

Pe baza experienței practice, se apreciază că gazul comprimat în treapta a cincea și refulat în sistemul bateriei mobile de butelii prin intermediul răcitorului final, nu putea avea o temperatură mai mare de +50°C, evident cu totul nepericuloasă din punctul de vedere al riscurilor de autoaprindere.

* Analiza numerică a fost efectuată de către ing. Paul Schwartz de la I.C.S.I.T.C.M.R. București (Întreprinderea 23 August).

Bibliografie

[1] Mocanu, D. R., Ionescu, N., Spirea, E. *Study of stress distribution in the walls of vessel containers for high-pressure gas.* În: Experimental Stress Analysis. Proc. VIIIth Int. Conf. Exp. Stress Anal. Amsterdam, The Netherlands, May 12–16, 1986. Dordrecht, Martinus Nijhoff Publ., 1986, 41.48.

[2] Ichim, S., Floroiu, C. *Aspecte privind construirea, verificarea și încercarea recipientelor-butelii transportabile.* În: Buletin de Informare în tehnica supravegherii instalațiilor mecanice sub presiune și de ridicat (BIT ISCIR), 1986, nr. 3, p. 7–23.

[3] Pavel, A. *Plesnirea longitudinală a tubulaturilor presurizate uniform la interior.* În: Mine, Petrol și Gaze, 1985, vol. 36, nr. 9, p. 469–472.

[4] Pavel, A. ș.a. *Raport privind constatarea tehnico-științifică în dosarul nr.651/P/1987.* Vol. 1 și 2 (anexe). Ploiești, Institutul de Petrol și Gaze, 1988 (lucrare nepublicată).

[5] Pavel, A. *Siguranța în funcționare a utilajelor petrochimice.* Vol. 3, cap. 16. *Explozii, incendii și șocuri.* București, Ed. Tehnică, 1988.

Studii asupra hidrogenării unor uleiuri vegetale. Hidrogenarea uleiului de ricin

C. Savu,

I.C.I.T.P.R. Ploiești

Șt. Neagoe, Gh. Brebeanu

Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Studiile efectuate urmăresc în mod special hidrogenarea uleiului ricin-oleic la acid C_{12} hidroxistearic, prin hidrogenarea selectivă a legăturii duble, cu păstrarea intactă a grupărilor hidroxil și carboxil.

În acest sens, literatura de specialitate nu este bogată în date. Condițiile optime desfășurării procesului cuprind intervalul de temperatură de 140—200°C și presiunea de 3,5—5 bar în prezența catalizatorilor de nichel sau paladiu [1; 2; 3; 4; 5].

Procentul de nichel din catalizator variază între 23 și 69%. Rezultatele prezentate de literatură urmăresc viteza de hidrogenare ca o funcție a cifrei de iod, iar cifra de iod a ricinitului funcție de variabilele procesului [2] (temperatură, presiune, conținut în metale active ale catalizatorului, viteza de agitare, timp de contact ulei-hidrogen).

Studiul experimental asupra hidrogenării uleiului de ricin s-a desfășurat utilizînd o autoclavă cu încălzire electrică și cu posibilități de reglare a temperaturii, debitului de hidrogen și ulei de ricin, a presiunii de lucru și a turației agitatorului. Catalizatorul s-a dispersat în uleiul folosit în reacție.

Materia primă, uleiul de ricin, a avut caracteristicile prezentate în tabelul 1.

Tabelul

Caracteristicile uleiului de ricin supus hidrogenării

Densitate, d_4^{20}	0,958
Punct de congelare, °C	—10
Indice de saponificare, mg KOH/g	185,5
Indice de iod, g I_2/100g	86,3
Indice de hidroxil, mg KOH/g	140

Drept catalizator s-a utilizat formiatul de nichel cu un conținut de 48,4%Ni, iar procentul de nichel în ulei a fost de 0,4% g.

Hidrogenul utilizat a fost de înaltă presiune (150 bar) și puritate (99,9% vol.).

Pentru determinarea cineticii de reacție s-a urmărit variația cifrei de iod în funcție de modificarea parametrilor de lucru, temperatură, presiune, agitare, raportul dintre diametrul autoclavei și înălțimea stratului de ulei și timpul de reacție.

Datele experimentale obținute la o agitare de 150 rot/min sînt prezentate în tabelul 2.

Aceste date au servit la stabilirea conversiei grupei nesaturate. S-a putut constata o variație exponențială a cantității de ulei hidrogenat în raport cu timpul de reacție. De asemenea, s-a constatat că nu se poate obține o liniarizare a acestuia cu timpul.

Tabelul 2

Datele experimentale obținute la hidrogenarea uleiului de ricin

Caracteristica	Pres.,	Temp.,	Timp, minute				
g.I_2/100g	bar	°C	30	90	180	300	420
CI_f	3,5	120	85,9	85,2	83,8	82,3	80,7
ΔCI			0,4	1,1	2,5	4,0	5,6
$\Delta CI/CI_f$			0,0046	0,0129	0,0298	0,0460	0,0694
CI_f		150	83,1	70,1	51,0	39,9	33,8
ΔCI			3,2	16,2	35,3	46,4	52,5
$\Delta CI/CI_f$			0,0385	0,2314	0,69	1,1629	155
CI_f		180	38,8	15,1	6,5	3,5	2,7
ΔCI			47,5	71,2	79,8	82,8	83,6
$\Delta CI/CI_f$			1,224	4,7152	12,2769	23,6571	30,96
CIf	8,0	120	84,5	83,7	80,9	77,0	72,8
ΔCI			1,8	2,6	5,4	9,3	13,5
$\Delta CI/CI_f$			0,0213	0,0316.	0,0667	0,1208	0,185
CI_f		150	72,0	45,4	26,1	19,2	13,6
ΔCI			14,3	40,9	60,2	67,1	72,7
$\Delta CI/CI_f$			0,1986	0,9009	2,3065	3,49	5,34
CIf_f		180	8,8	2,9	1,6	0,97	0,70
ΔCI			77,5	83,4	84,7	85,33	85,60
$\Delta CI/CI_f$			8,806	28,7586	52,9375	87,92	122,0

Calculînd conversia ca raport al cantităţilor de duble legături hidrogenate şi rămase de hidrogenat, respectiv diferenţa cifrelor de iod iniţială CI_0 şi finală CI_f raportată la cifra de iod finală, aceasta este o funcţie exponenţială de timp :

$$k't = \left[\frac{CI_0 - CI_f}{CI_f}\right]^{2/3}, \qquad (1)$$

unde :

t este timpul, min. ;

k' — constanta de viteză, min^{-1}.

Prelucrînd relaţia de mai sus, s-a ajuns la relaţia reală utilizată în calculul conversiei (2) :

$$K = \frac{\Delta CI}{CI_f} \cdot \frac{1}{t^{1,5}}, \qquad (2)$$

unde :

K este constanta de viteză.

În tabelul 3 sînt prezentate valorile calculate cu ajutorul relaţiei (2) pentru K şi ln K pe baza datelor obţinute practic şi prezentate în tabelul 2. De asemenea, s-au calculat şi energiile aparente de activare pentru presiunile de 3,5 şi 8 bari la temperaturile de 120, 150 şi 180°C.

Tabelul 3

Valorile calculate pentru K, ln K şi energia de activare la 3,5 şi 8 bar

Presiunea, bar	3,5		8,0	
	K	ln K	K	ln K
120°C	$1,65 \cdot 10^{-4}$	−8,708	$4,405 \cdot 10^{-4}$	−7,727
150°C	$3,63 \cdot 10^{-3}$	−5,602	$1,273 \cdot 10^{-2}$	−4,364
180°C	$7,26 \cdot 10^{-2}$	−2,622	$2,928 \cdot 10^{-1}$	−1,228
E, cal/mol	18069,46		19300	

Rezultatele prezentate în tabelele 2 şi 3 au servit pentru trasarea curbelor de variaţie : $\Delta CI/CI_f$, timp, la presiunile de 3,5 şi 8 bari. Dependenţa este liniară.

Probele pentru studiu s-au luat la timpi constanţi de 30, 90, 180, 300 şi 420 de minute de menţinere a temperaturii şi presiunii de regim prescrise. Prin reprezentarea grafică s-a constatat că o dată cu creşterea temperaturii, primul punct nu se încadrează pe curbă. Acest lucru se datora unei hidrogenări începînd cu temperaturi mai mici decît 180°C (120°C spre exemplu). Pentru eliminarea acestui neajuns, s-a trasat curba de încălzire şi s-a echivalat timpul teoretic de existenţă a produselor de reacţie la temperatura de reacţie. Retrasarea curbelor de variaţie, $\Delta CI/CI_f - t^{1,5}$, a dovedit o încadrare corectă a punctelor iniţiale în curbele respective.

S-a urmărit şi variaţia constantelor de viteză de reacţie cu parametrii de lucru. Reprezentarea grafică a ln$K$ funcţie de $1/RT$ indică o dependenţă liniară.

Energia aparentă de activare a procesului este de 18,069 kcal/mol la 3,5 bari şi de 19,3 kcal/mol la 8 bari. Aceste valori sînt în concordanţă cu datele prezentate de literatură [2 ;3].

Concluzii

Hidrogenarea uleiului de ricin studiată la scară de laborator este posibilă în limitele de temperatură de 120—180°C, la presiuni cuprinse între 3,5 şi 8 bari cu o turaţie a agitatorului de 150 rot/min.

Procesul de hidrogenare este exoterm. Pentru realizarea în bune condiţiuni a reacţiei, în timpul hidrogenării trebuie preluată o anumită cantitate de căldură prin folosirea de reactoare cu serpentină de răcire.

Depăşirea temperaturii de 180°C determină pierderea unei molecule de apă, conducînd la scăderea cifrei de hidroxil, respectiv a calităţii ricinitului.

Relaţiile determinate pentru constanta de reacţie au devedit o bună concordanţă între datele practice şi cele determinate prin calcul.

Bibliografie

[1] Loon, F. *Felta Seifen Ausfrechmitteel*, Bd. 60, 1958, p. 899.

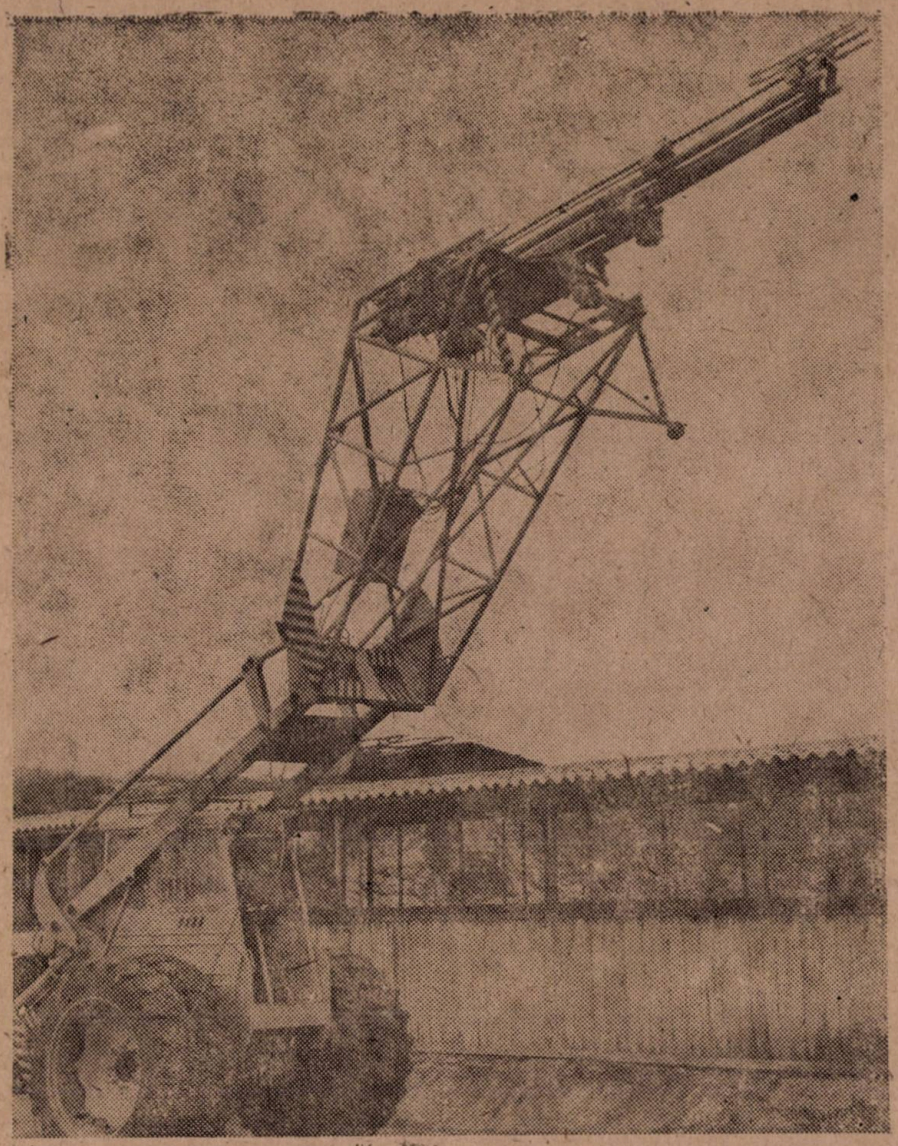
[2] Maskaev, A. K., Manikovskaia, N. K. HTTM, 2, 1971.

[3] Justa, S. S., Aggarwall, F. S. S. Sci. Ind. Res., 1952.

[4] Tiutiunikov, B.N. *Tehnologia prelucrării grăsimilor*. Ed. Tehnică, Bucureşti, 1957.

[5] Sreenivasan, B. P., Kaniath, N. R. J. Am. Oil. Chem. Soc., 34; 6, 1957.

MŰSZAKI INFORMÁCIÓS SZOLGÁLAT



MINISTERUL MINELOR
CENTRALA SĂRII ŞI NEMETALIFERELOR BUCUREŞTI

SALINA OCNA DEJ

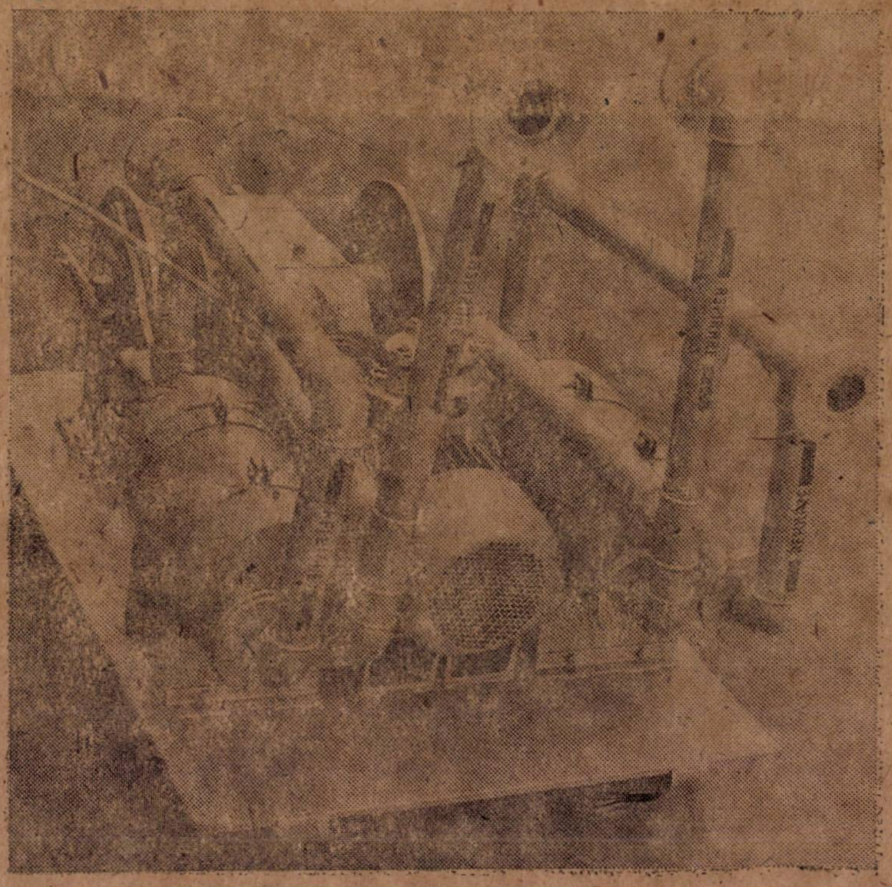
Jud. CLUJ, str. Salinei nr. 6, cod 4651, tel. 13206, 12173

LIVREAZĂ BENEFICIARILOR INTERNI ŞI EXTERNI:

- sare bulgări: 3-50 kg; 0-50 kg;
- sare în vrac (industrială) cu granulaţie 0-2; 0-10; 2-15 mm;
- sare ambalată în saci (de hîrtie, polietilenă şi peliculizaţi) de cîte 50 kg;
- sare măruntă: 0-2 mm, 99 % NaCl;
- sare măruntă iodată: 0-2 mm, 99 % NaCl;
- sare fină: 0,1-1 mm, 99,2 % NaCl;
- sare fină ambalată în pungi de polietilenă iodată de cîte 1 kg;
- sare extrafină ambalată în pungi de polietilenă iodată de cîte 1 kg, 0,2-0,71 mm, 99,2 % NaCl.

MINISTERUL MINELOR

CENTRUL DE CERCETARI, INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI PENTRU SECURITATE MINIERA - PETROSANI



EXECUTA LUCRARI DE CERCETARE SI INGINERIE TEHNOLOGICA IN DOMENIILE:

• explozivi şi materiale de iniţiere • tehnologii de împuşcare • metode şi mijloace tehnice de limitare a exploziilor • aeraj general şi parţial • degazarea minelor • prevenirea şi combaterea focurilor endogene şi incendiilor • prevenirea şi combaterea metanului, a altor gaze şi pulberi explozive sau toxice • prevenirea şi combaterea prafului pneumoconiotic, a zgomotului, vibraţiilor în subteran, cariere şi uzine de preparare • psihologia muncii • salvare minieră • perfecţionarea tipurilor de protecţie ale echipamentelor electrice antigrizutoase şi antiexplozive • materiale pentru atmosfere potenţial explozive • protecţia reţelelor electrice miniere

EFECTUEAZA SERVICII DE SPECIALITATE PRIVIND:

• verificarea materialelor explozive • asistenţă tehnică la lucrările de împuşcare speciale (demolări, împuşcări subacvatice, pentru protecţia obiectivelor faţă de acţiunea seismică a exploziilor etc. • analize fizico-chimice • instruire laboranţi pentru analize de pulberi şi gaze • instruire-reinstruire salvatori, verificare şi reparare aparatură salvare şi autosalvare • testare psihologică a personalului • elaborează şi livrează material de propagandă de protecţia muncii • verificarea, încercarea şi atestarea echipamentelor şi materialelor pentru atmosfere potenţial explozive • asistenţă tehnică la lichidarea avariilor şi stabilirea măsurilor de tehnica securităţii.

E 1445

MINE PETROL GAZE

BUCUREȘTI - ROMÂNIA * Vol. 41, mai 1990

5

MINISTERUL MINELOR
Centrala minereurilor Baia Mare

Uzina de Utilaj Minier și Reparații BAIA MARE

UMR

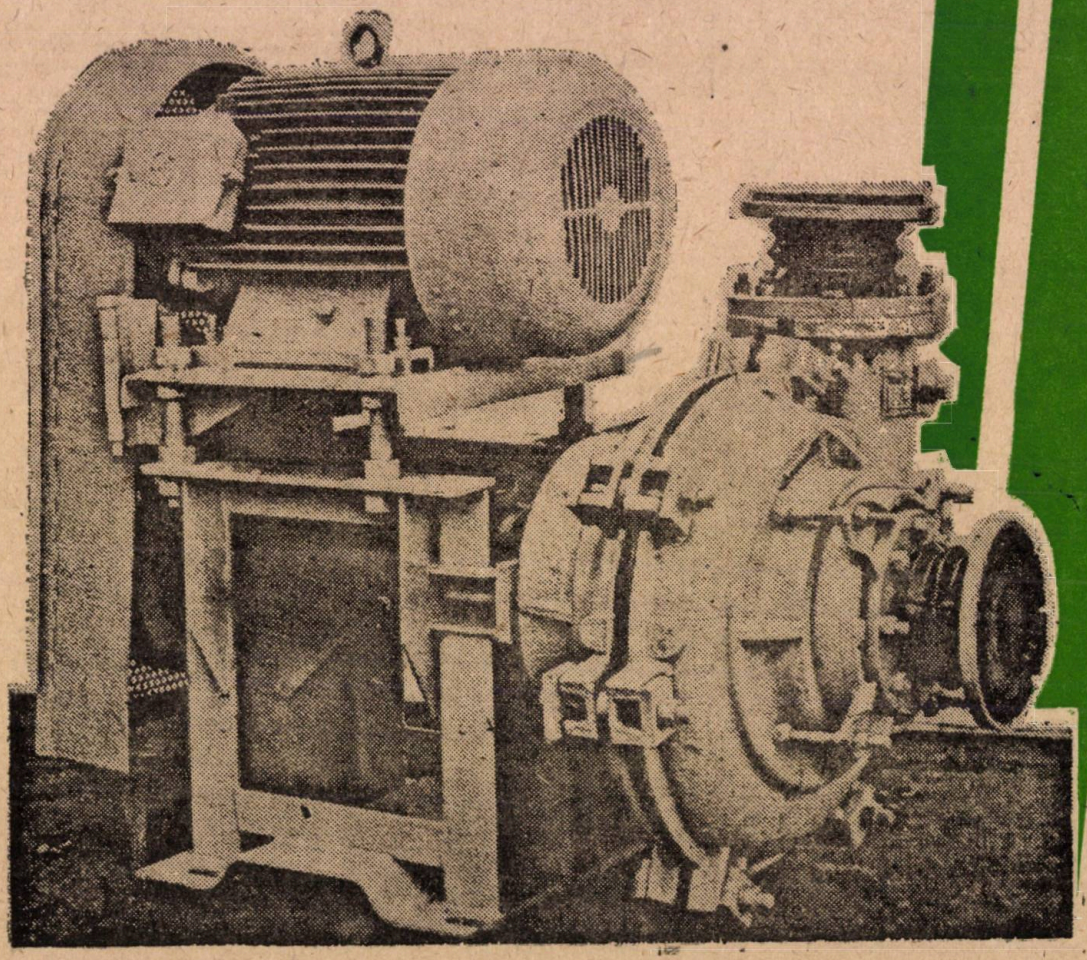
Str. Forestierului 213
Telefon 15340, telex 33275

Produce și livrează pe bază de comandă fermă:

UTILAJE PENTRU INDUSTRIA MINIERA:
- perforatoare grele PG-80;
- motoare pneumatice cu piston MP-3 și lamelare L-12;
- colivii de extracție mono, bi și trietajate;
- vagoneți autobasculanți de 1,6 m^3.

UTILAJE PENTRU UZINELE DE PREPARARE:
- pompe de tulbureală cauciucate cu debite 50...600 m^3/h și înălțimi de refulare 10...43 m;
- celule de flotare cu insuflare de aer și autoaerație de 3 m^3;
- hidrocicloane cauciucate Ø 150, 300, 450 mm;
- agitatoare cauciucate 3,5 și 10 m^3.

PIESE DE SCHIMB SI REPARATII DE UTILAJE MINIERE.



MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XLI

Nr. 5 1990

CUPRINS

Ilincioiu, D., Petrescu, G., Păsărin, C. **Structuri metalice noi folosite ca elemente de rezistenţă la armarea galeriilor de mină. Rezultatele calculului de rezistenţă** 210

Oncioiu, Gh., Cozma, E. **Prognozarea loviturilor de acoperiş în condiţiile exploatării unor strate din bazinul Văii Jiului prin metodele coeficientului energetic şi forării găurilor cu diametru redus** 213

Stănescu, N. **Resurse minerale netradiţionale** 222

Vişan, T., Cotârţă Adina, Segărceanu, T., Soare, V. **Valorificarea prin electroliză în topituri a minereurilor de lantanide** 225

Popescu Speranţa — Victoria, Popescu Maria **Aspecte privind separarea particulelor solide indezirabile din fluidele de foraj prin decantare** 231

Niculescu, N. **Particularităţi la deschiderea şi traversarea prin foraj a stratelor colectoare de gaze** 236

Popescu, C., Coloja, P., Nicolescu, C. **Cercetarea sondelor în pompaj** 238

Stan, Al. D. **Efectul protecţiei asupra infiltrării gazelor în imobile** 243

Pavel, A. **Distrugerea brizantă a unei baterii mobile de recipiente-butelii pentru alimentarea autovehiculelor şi tractoarelor cu gaz metan comprimat** (II) 247

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte : ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu** ; vicepreşedinţi : dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru** ; membri : ing. **Teodor Boru,** ing. **Gheorghe Boteanu,** ing. **Alexandru Butac,** ing. **Minea Ene,** prof. dr. ing. **Dumitru Fodor,** dr. ing. **Iancu Geangălă,** ing. **Gheorghe Giuclea,** ing. **Ion Gâf-Deac,** dr. ing. **Mircea Guran,** ing. **Ion Mărăscu,** ing. **Ion Mitrea,** dr. ing. **Florea Neagu,** ing. **Nicolae Pantilie,** ing. **Mircea Refec,** ing. **Aurel Sandu,** dipl. univ. **Elena Vrânceanu,** redactor.

REZUMATE

MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖNYVTÁR BUDAPEST

C.Z. 622.281.5

Ilincioiu, D., Petrescu, G., Păsărin, C. *Structuri metalice noi folosite ca elemente de rezistenţă la armarea galeriilor de mină. Rezultatele calculului de rezistenţă*

Se propun cinci variante de structuri metalice, dintre care patru sînt originale. Calculele au demonstrat că cele mai eficiente din punctul de vedere al portanţei sînt variantele 3 şi 5.1.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.831.32

Oncioiu, Gh., Cozma, E. *Prognozarea loviturilor de acoperiş în condiţiile exploatării unor strate din bazinul Văii Jiului prin metodele coeficientului energetic şi forării găurilor cu diametru redus*

Apariţia fenomenului de lovituri de acoperiş este influenţată de existenţa în acoperişul stratelor de cărbune a unui strat de roci greu surpabil, cu rezistenţe mecanice ridicate şi care este capabil să rămînă în consolă pe o anumită lungime. Ruperea acestei console degajă energie dinamică ce produce loviturile de acoperiş capabile să distrugă susţinerea abatajului pe suprafeţe mari.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.796

Stănescu, N. *Resurse minerale netradiţionale*

Şi în ţara noastră, pentru a se evita criza de materii prime, a început căutarea de noi soluţii pentru resurse materiale netradiţionale. Acestea se referă la produsele rezultate din exploatarea şi prelucrarea industrială a resurselor minerale tradiţionale, pe de o parte, şi formaţiuni de pietrişuri şi nisipuri cu conţinuturi de aur şi minerale grele, roci eruptive bazice cu conţinuturi de Ti, Fe etc., pe de altă parte.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.777

Vişan, T. ş.a. *Valorificarea prin electroliză în topituri a minereurilor de lantanide*

În experimentările de laborator s-au investigat prin metoda voltametriei ciclice cinci sisteme de topituri conţinînd fluoruri ale metalelor alcaline şi alcalino-pămîntoase cu adaosuri de fluorură de ceriu, rezultatele permiţînd alegerea unei compoziţii optime, recomandate pentru tehnologie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622. 243. 144

Popescu Speranţa-Victoria, Popescu Maria *Aspecte privind separarea particulelor solide indezirabile din fluidele de foraj prin decantare*

Sînt analizate aspectele privind mişcarea unui fluid în prezenţa unor corpuri de iluminat, precum şi separarea particulelor solide în cîmp gravitaţional.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.243.144

Niculescu, N. *Particularităţi la deschiderea şi traversarea prin foraj a stratelor colectoare de gaze*

În lucrare sînt prezentate unele particularităţi la deschiderea şi traversarea prin foraj a stratelor colectoare de gaze. Problema este tratată pentru situaţia în care forajul se execută cu presiuni diferenţiale sondă-strat mici, prezentîndu-se contaminarea fluidului de foraj cu gaze; în situaţia unor presiuni diferenţiale sondă-strat mari—contaminări ale zonei adiacente sondei şi efectele acestor contaminări.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.276.53

Popescu, C., Coloja, P., Nicolescu, C. *Cercetarea sondelor în pompaj*

Este prezentată o metodă pentru stabilirea nivelului dinamic la sondele în pompaj cu prăjini. Această metodă permite totodată determinarea indicelui de productivitate şi a presiunii statice fără a opri sonda din producţie, indiferent dacă aceasta are gaze sau nu, dacă este verticală sau deviată.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.839.4 : 622.692.48

Stan, Al. D. *Efectul protecţiei asupra infiltrării gazelor în imobile*

Eficienţa unei fundaţii asupra pătrunderii gazelor într-un imobil creşte pe măsura creşterii adîncimii acesteia. Pentru fiecare situaţie concretă este necesară realizarea unei fundaţii optime.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.692.21

Pavel, A. *Distrugerea brizantă a unei baterii mobile de recipiente-butelii pentru alimentarea autovehiculelor şi tractoarelor cu gaz metan comprimat* (II)

Se evaluează parametrii barici şi unele dintre efectele energodinamice care implică restricţionarea capacităţii portante a recipientelor-butelii.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

CONTENTS

C.Z. 622.281.5

Ilincioiu, D., Petrescu, G., Păsărin, C. *New metallic structures used as strong elements for the reinforcement of mine walls. The results of the resistance calculus*

Five different variants of metallic structures are proposed, four of them being original. The calculations have demonstrated that the most efficient from the viewpoint of upward force are variants 3 and 5.1.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.831.32

Oncioiu, Gh. Cozma, E. *The prognostication of rock bursts in the case of mining the Jiu Valley bassin seams by the method of the energetic factor and the drilling of small diameter holes*

The apparition of the rock burst phenomenon is influenced by the existence of a sparingly caving seam in the roof of coal seams, having a high mechanical resistance and being capable of remaining in the overhang beam for a certain length. The breaking of this beam produces a dynamic energy which is the cause of those rock bursts capable of destroying the support system of the stope on large areas.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.796

Stănescu, N. *Nontraditional mineral resources*

In our country as well, in order to avoid the raw meterials shortage, the search for new solutions, for nontraditional material resources has been initiated. They refer to those products which have resulted from the industrial exploitation and processing of traditional mineral resources on the one hand and gravel and sand formations containing gold and heavy minerals, basaltic erruptive rocks containing Ti, Fe a.s.o., on the other hand.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.777

Vişan, T. et. al. *The valorification of rare earth minerals by electrolysis in melting masses*

By means of laboratory tests five melting mass systems have been investigated, with the method of cyclical voltametry; the systems are alkaline and alkaline-earthy metal fluorides having Ce fluoride additions. The results have allowed for the selection of an optimum composition for the technology.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr .5, 1990

C.Z. 622.243.144

Popescu Speranţa Victoria, Popescu Maria *Some aspects concerning the separation of nonwanted solid particles in the drilling fluids by decantation*

The article analyses some aspects concerning the movement of a fluid in the presence of lighting units as well as the separation of solid particles in a gravitational field.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.243.144

Niculescu, N. *Particularities of opening and crossing gas collector strata during drilling operations*

The article presents some particularities when opening and crossing gas collector strata during drilling. The problem is for the situation in which the drilling is performed with small differential pressures between the boring element and the strata, presenting the contamination of drilling fluid with gases, then in the case of some high differential pressures between the boring element and the strata, presenting the contaminations of the area near the boring element and the effects of the contaminations.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.276.53

Popescu, C., Coloja, P., Nicolescu, C. *A study of gas-input wells*

A new method for the determination of the dynamic level in gas input wells with rods is presented. At the same time this method allows for the determination of the productivity factor as well as that of the static pressure without stopping the production, no matter if it contains gases or not, if it is vertical or deviated.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.939.4 : 622.692.48

Stan, Al. D. *The effect of protection on the gas leakages in buildings*

The efficiency of a foundation structure on the penetration of gases in a building grows at the same time with its depth. For each specific situation is necessary to have an optimum structure.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.692.21

Pavel, A. *The shattering power destruction of a mobile vessel battery for the fueling of vehicles and tractors with compressed pit gas (II).*

The baric parameters are evaluated as well as some of the energodynamic effects which account for the restriction of the carrying capacity of the vessels.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

СОДЕРЖАНИЯ

УДК 622.281.5

Илинчою, Д., Петреску, Г., Пэсэрин, К. *Новые металлические структуры используемые как элементы сопротивления при закреплении горных штреков. Результаты расчёта сопротивляемости*

Предложено пять вариантов металлических структур, в том числе четыре новых. Расчеты продемонстрировали, что с точки зрения их несущей способности самые эффективные являются варианты 3 и 5.1.

Ключевые слова: металлическая структура, элемент, сопротивление, выработка, расчёт, результат, вариант.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

УДК 622.831.32

Ончою, Г., Козма, Е. *Прогнозирование горных ударов в условиях разработки пластов в бассейне Валя Жиулуй методом энергетического коэффициента и бурением скважин небольшого диаметра*

Явление горных ударов повлияно присутствием в кровле угольных пластов одного трудно обрушаемого пласта, с повышенными механическими сопротивлениями и способного оставлять в консоль по данной длине. Разрыв этой консоли освобождает динамическую энергию, вызывающую горные удары в состоянии разрушать крепь забоя на больших поверхностях.

Ключевые слова: прогнозирование, горный удар, условие, разработка, разрыв, энергия.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

УДК 622.796

Стэнеску, Н. *Нетрадиционные минеральные ресурсы*

И в нашей стране, для избежания кризиса сырьевых ресурсов, началось искание новых нетрадиционных ресурсов. Эти ресурсы являются отходами разработки и промышленной обработки традиционных минеральных ресурсов, с одной стороны, и гравийных и песчанных образований с содержанием золота и твердых минералов, основных вулканических пород с содержанием Ti, Fe и др., с другой стороны.

Ключевые слова: минеральные ресурсы, нетрадиционные ресурсы, отход, образование.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

УДК 622.777

Вишан, Т. и др. *Освоение электролизом расплавов лантанидных руд*

Лабораторными экспериментами выявлены методом цикличной вольтаметрии пять систем расплавов с содержанием фторидов щелочных и щелочно-земельных металлов с примесью фторидного церия. Результаты разрешают выбор оптимального состава, рекомендованного для технологии.

Ключевые слова: освоение, электролиз, расплав, лантанидная руда, фторид, результат.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

УДК 622.243.144

Попеску Сперанца-Виктория, Попеску Мария *Соображения о сепарации нежела-*

тельных твёрдых частиц декантацией из буровых флюидов

Анализированы характеристики размещения флюида в присутствии некоторых тел освещения, а также сепарации твёрдых частиц в гравитационном поле.

Ключевые слова: сепарация, твёрдая частица, флюид, декантация.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

УДК 622.243.144

Никулеску, Н. *Характеристики раскрытия и перехода бурением газоносных пластов*

Представлена обстановка бурения при маленьких диференциальных давлений скважина-пласт, приводящих к контаминации газами бурового флюида, потом, при повышенных диференциальных давлений скважина-пласт представлены контаминации близких зон и их эффекты.

Ключевые слова: характеристика, бурение, скважина, газоносный пласт, контаминация, эффекты.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

УДК 622.276.53

Попеску, К., Коложа, П., Николеску, К. *Исследование помпажных скважин*

Пдредставлен метод для установления динамического уровня в скважине при стержневом помпаже. Этот метод разрешает определение показателя производительности и статического давления без остановки работы скважины, независимо от присутствия или отсутствия газа, от вертикальности или наклонности.

Ключевые слова: помпажная скважина, метод,показатель, производительность, давление,газ.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

УДК 622.839.4: 622.692.48

Стан, Ал. Д. *Эффект изоляции на инфильтрацию газов в здания*

Еффективність фундамента здания на инфильтрацию газов в здание растёт с его глубиной. Для каждого случая необходим оптимальный фундамент.

Ключевые слова: изоляция, газ, здание, инфилтрация, глубина.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

УДК 622.692.21

Павел, А. *Бризантный разрыв подвижного комплета баллон-резервуаров для заправки автомобилей и тракторов сжатым болотным газом (II)*

Оцениваются барические параметры и некоторые энергодинамические эффекты, приводящие к ограничению несущей способности балон-резервуаров.

Ключевые слова: бризантное разрушение баллон-резервуар, автомобиль, параметр, эффект.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

SOMMAIRE

C.Z. 622.281.5

Ilincioiu, D., Petrescu, G., Păsărin, C. *Nouvelles structures métalliques utilisées comme éléments de résistance au soutènement des galéries de mine. Les résultats du calcul de résistance*

On propose cinq variantes de structures métalliques, desquelles quatre sont de concéption originale. Les calculs ont démontré que les plus éfficients de point de vue de la portance sont les variantes 3 et 5.1.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.831.32

Oncioiu, Gh., Cozma, E. *La prognose des coups de toit dans les conditions de l'exploitation de certaines couches du bassin de Valea Jiului par des méthodes du coéfficient énergétique et du forage des trous à diamètre réduit*

L'apparition du phénomène des coups de toit est influencée par l'existence dans le toit des couches de charbon d'une couche de roches difficiles à foudroyer, avec des résistances mécaniques élevées et qui est capable à rester en console sur une certaine longueur. La rupture de cette console dégage une énergie dynamique qui produit des coups de toit capables à détruir le soutènement de la taille sur des surfaces étendues.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.796

Stănescu, N. *Resources minérales non-traditionelles*

Afin d'éviter la crise de matières premières dans notre pays on a commencé de chercher de nouvelles solutions pour les resources matérieles non-traditionelles. Celles-ci se réfèrent aux produits résultés de l'exploitation et le traitement industriel des resources minérales traditionelles d'une part, et des formations de sable et de gravier à contenu de Ti, Fe etc., d'autre part.

Mine, Petrol şi Gaze vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.777

Vişan, T. etal. *La valorisation par électrolise des minerais de lantanide dans les masses fondues*

Au cours des experiements de laboratoire on a investigué à l'aide de la voltamétrie cyclique cinq systèmes de masses fondues contenant des fluorures des métaux alcalines et alcalin-terreux à addition de fluorure de cérium, résultats qui permettent le choix d'une composition optime, recommandé pour la technologie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.243.144

Popescu Speranţa — Victoria, Popescu Maria *Des aspects concernant la séparation des particules solides indésirables des fluides de forage par décantation*

On analyse les aspects concernant le mouvement d'un fluide dans la présence de certains corps éclairants, de même que la séparation des particules solides dans le champs gravitationel.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.243.144

Niculescu, N. *Particularités dans l'ouverture et la traversée par forage des couches collectrices de gaz*

On traite le problème pour la situation dans laquelle le forages est éxecuté avec des pressions différentielles puits — couche petite en présentant la contamination du fluide de dorage à gaz puis, dans la situation de certaines pressions différentielles puits — couche grande, en présentant la contamination de la zone adjacente au puits et les effets de cette contamination.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.276.53

Popescu, C., Coloja, P., Nicolescu, C. *L'étude des puits en pompage*

On présente une méthode pour l'établissement du niveau dynamique aux puits en pompage avec des tiges. Cette méthode permet dans le même temps la détermination de l'indice de productivité et de la pression statique sans arrêter la production dans le puits, sans tenir compte du fait qu'il y a ou pas de gaz, que le puits est vertical ou dérivé.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5,1990

C.Z. 622.839.4 : 622.692.48

Stan, Al. D. *L'effet de la protéction sur l'infiltration des gaz dans les immeubles*

L'éfficience dune fondation face à la pénétration des gaz dans un immeuble augmente à mesure que la profondeur de celle-ci est plus grande. Pour chaque situation concrète il est nécessaire de réaliser une fondation optime.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.692.21

Pavel, A. *La destruction brisante d'une batterie mobile de récipients bouteille pour l'alimentation des automobiles et des tracteurs avec du gaz méthane comprimé* (II)

On évalue des paramètres bariques et certains des effets énergo-dynamiues qui impliquent le restrictionnement de la capacité portante des récipients-bouteille.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

INHALT

C.Z. 622.281.5

Ilincioiu, D., Petrescu, C., Păsărin, C. *Neue Stahlkonstruktionen als Tragelemente für den Ausbau der Grubenstrecken. Ergebnisse der Widerstandsrechnung*

Vorgeschlagen werden fünf Varianten von Stahlkonstruktionen, wobei vier davon original sind. Die Rechnungen haben es nachgewiesen dass die Varianten 3 und 5.1 als Wirkung auf dem Gebiet der Tragkräfte am besten sind.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.831.32

Oncioiu, Gh., Cozma, E. *Prognose der Gebirgsschläge in dem Abbau einiger Flöze aus dem Revier Jiul Tal durch die Methoden des energetischen Koeffizientes und der Bohrung von Löchern mit kleinem Durchmesser*

Das Eintreten der Gebirgsschläge wird durch das Vorhandensein einer schwer bruchbaren Gesteinschicht in dem Hangenden der Kohlenflözen gekennzeichnet. Diese hat hohe mechanische Widerstände und wirkt auf einer gewissen Länge als eine Tragstütze. Der Bruch dieser Tragstütze entbindet dynamische Energie, welche die Gebirgsschläge erzeugt. Die Gebirgsschläge können den Strebausbau auf grossen Flächen zerstören.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.796

Stănescu, N *Nicht-traditionelle Mineralvorräte*

Auch in unserem Lande, um die Rohstoffbasis zu sichern ist die Suche nach neuen Lösungen für nicht-traditionellen Materialvorräte angefangen. Diese beziehen sich auf die aus, dem Abbau uns aus der industriellen Verarbeitung der traditionellen Mineralvorräte resultierenden Produkte, auf einer Seite und Kies- und Sandgebilde mit einem gewissen Gehalt an Gold und Schwermineralien, basische Eruptivgesteine mit einem Gehalt von Ti, Fe usw., auf der anderen Seite.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.777

Vișan T. et al. *Die Verwertung der Lanthanidenerze durch Elektrolyse in Schmelzen*

In den Laborversuchen wurden durch die Methode der zyklischen Voltametrie fünf Schmelzensysteme mit Fluoriden von Alkali- und Erdalkalimetallen und mit Zusätzen von Zeriumfluorid untersucht, wobei die Ergebnisse die Wahl einer optimalen, für die Technologie empfohlene Zusammensetzung erlaubt.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.243.144

Popescu Speranța-Victoria, Popescu Maria *Aspekte betreffend die Scheidung durch Absetzung der ungewollten Feststoffpartikeln aus den Bohrungsflüssigkeiten*

Überprüft werden die Aspekte betreffend die Bewegung einer Flüssigkeit in der Anwesenheit einiger Geleuchten, sowie die Scheidung der Feststoffpartikeln in dem Schwerkraftfeld.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.243.144

Niculescu, N. *Besonderheiten der Aufschliessung und Durchbohrung der Gessammelschichten*

Das Problem ist für die Situation behandelt, in welcher die Bohrungunter kleinen differentiellen Bohrung — Schicht — — Drücke erfolgt, wobei die Kontamination der Bohrungsflüssigkeit mit Gasen vorgestellt werden, und dann unter grossen diferentiellen Bohrung — Schicht — Drücke, wobei die Kontaminationen der mit der Bohrung benachbarten Zone und die Folgen dieser Kontaminationen vorgestellt werden.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990

C.Z. 622.276.53

Popescu, C., Coloja, P., Nicolescu, C. *Untersuchung der Pumpsonden*

Vorgestellt wird eine Methode für die Festlegung des dynamischen Niveaus bei den Pumpsonden mit Gestängen. Diese Methode erlaubt gleichzeitig die Bestimmung des Produktivitätswertes und des statischen Druckes ohne die Produktion abzustellen, unabhängig davon ob Gase dabei sind oder nicht und ob die Sonde vertikal oder abgewichen ist

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr. 5, 1990.

C.Z. 622.839.4 : 622.692.48

Stan, Al. D. *Der Einfluss des Schutzes auf die Gaseninfiltration in Gebäuden*

Die Wirkung einer Fundation auf die Eindringung von Gasen in einem Gebäude wird mit der Tiefengrösse immer hoher. Für jede konkrete Situation ist die Realisierung einer optimalen Fundation notwendig.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr.5, 1990

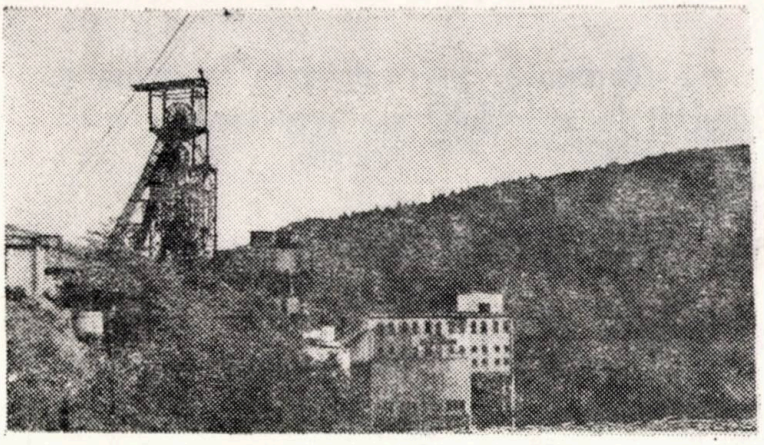
C.Z. 622.692.21

Pavel, A. *Sprengende Zerstörung einer fahrbaren Batterie von Behähalter — Flaschen für die Zuführung von Komprimiertem Methangas an Fahrzeugen und Traktoren* (II)

Ausgewertet werden die Druckparameter und einige der energodynamischen Effekte welche die Begrenzung der Kapazität der Behälter — Flaschen hineinziehen.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 41, nr 5, 1990

Revista MINE, PETROL și GAZE este editată de Oficiul de Informare Documentară pentru Industria Minieră, București, Calea Victoriei 220, sector I, cod 71104, C.P. 22 — 146, telefon 59.29.75.
Tiparul: Întreprinderea Poligrafică „Universul", str. Brezoianu nr. 23 — 25, București, c. 2151
Prețul: 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu



CMB
ANINA

COMBINATUL MINIER BANATUL
ANINA, str. Muncii nr. 2, telefon 30978

PRODUCE SI LIVREAZA BENEFICIARILOR INTERNI:

- huilă spălată pentru cocs;
- huilă energetică;
- cărbune brun;
- lignit;
- şist bituminos;
- argilă refractară.

EFECTUEAZA LUCRARI DE CERCETARE SI PROIECTARE IN DOMENIUL:

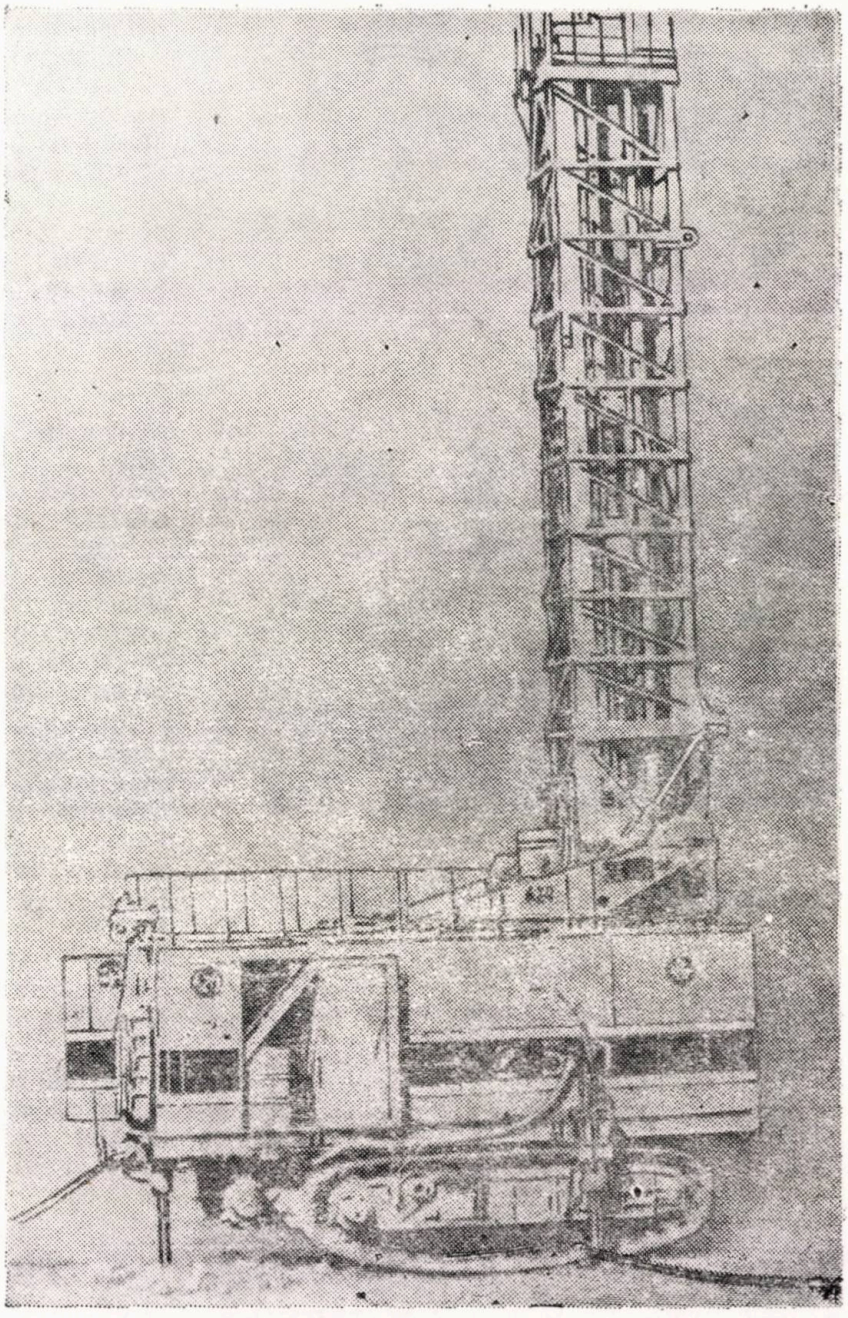
- extracţia huilei, cărbunelui brun, lignitului şi argilei refractare.

EXECUTA URMATOARELE TIPURI DE LUCRARI:

- deschideri miniere;
- lucrări geologice, hidrogeologice şi de asecări.

DIVERSE:

- construcţii metalice diverse;
- piese de schimb, subansamble şi reparaţia utilajelor miniere;
- transporturi auto;
- prestări de servicii.



Structuri metalice noi folosite ca elemente de rezistenţă la armarea galeriilor de mină. Rezultatele calculului de rezistenţă

Asis. ing. **D. Hincioiu**
Conf. dr. ing. **G. Petrescu**
Universitatea Craiova

Dr. ing. **C. Păsărin**
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

I. Soluţii constructive propuse, condiţii de calcul, ipoteze şi notaţii folosite

Toate soluţiile constructive au ca element comun folosirea unui laminat special pentru astfel de construcţii, cu profil în formă de clopot, structura rigidă de rezistenţă obţinîndu-se prin asamblarea unor elemente suprapuse şi strînse cu legături care sînt încastrări, din punctul de vedere al încovoierii, dar permit mici lunecări longitudinale.

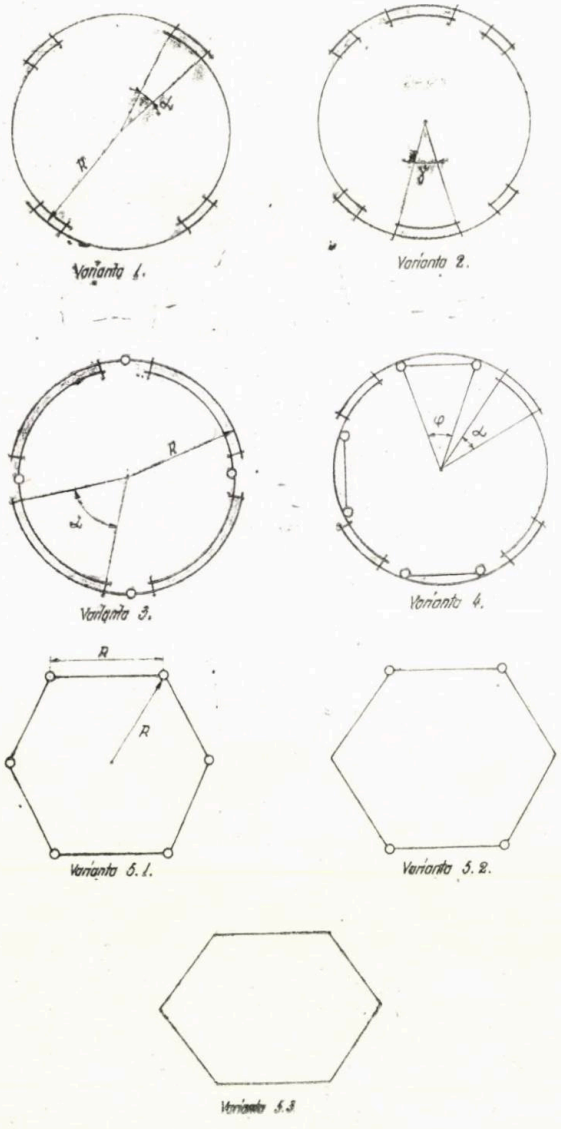


Fig. 1

Cele cinci variante propuse a fi studiate sînt prezentate în figura 1*a*—*g*. Subliniem că soluţiile din figura 1*a* şi *b* nu sînt originale, prima fiind chiar aplicată în producţie; celelalte variante sînt însă de concepţie nouă şi neaplicate încă în practica productivă (curentă).

Încărcarea exterioară se consideră uniform distribuită, atît pe verticală, cît şi pe orizontală; solicitarea orizontală este mai mică şi se obţine din cea verticală prin înmulţire cu un coeficient k, subunitar.

Primele patru variante constructive se descompun în elementele componente şi acestea se studiază din punct de vedere mecanic şi de rezistenţă. La varianta 5 calculul este mai puţin aprofundat, rezistenţa structurii fiind judecată fără să se ţină seama de amănuntele constructive.

Ipotezele de calcul vizează simplificarea situaţiei reale şi obţinerea unei scheme de calcul. Structura se consideră rigidă în ansamblu, legăturile fiind considerate încastrări, obţinute prin alăturarea a două reazeme simple. Pe zona de suprapunere strîngerea este uniformă, rigiditatea porţiunii fiind foarte mare, lunecarea longitudinală, datorată încovoierii, se neglijează în calculele simplificate. Lunecarea produsă de forţa longitudinală este luată în consideraţie prin influenţa configuraţiei legăturilor cu efect asupra eforturilor. Se consideră perfect contactul cu materialul exterior care încarcă structura fără curgeri longitudinale.

Structurile care pot deveni mecanisme vor fi blocate de presiunea exterioară, devenind astfel un ansamblu rigid.

Presiunea de încărcare exterioară se va considera uniform distribuită pe lăţimea galeriei, fiind notată cu p în plan vertical şi kp în plan orizontal (k — constantă subunitară a cărei valoare va fi corelată cu natura rocilor ce presează din exterior). De asemenea, în lungul galeriei presiunea este uniform distribuită, o structură de rezistenţă preluînd încărcarea de pe o lungime axială notată cu L.

În general, structura se consideră circulară, de rază R, dimensiune extinsă şi la cea hexagonală.

Unghiul la centru, corespunzător suprapunerii de asamblare a elementelor, se notează cu α, unghiul corespunzător dublărilor de întărire cu γ şi unghiul dintre articulaţiile variantei 4 cu φ.

La varianta 4 se face ipoteza că articulaţiile sînt fixe, centrate pe axa profilului şi nu lunecă în lungul profilului principal.

La variantele 5 nu s-a ţinut seama de soluţiile aplicate pentru asamblarea părţilor constituente.

II. Consideraţii asupra calculului de rezistenţă şi portanţele maxime obţinute

La toate variantele se consideră că eforturile distructive sînt cele de încovoiere, în consecinţă se studiază momentul încovoietor, secţiunile unde acesta devine maxim şi tensiunile rezultate (ipoteza se apropie foarte mult de realitate).

● În cazul variantei 1, înlocuindu-se legăturile cu încastrări echivalente cu două reazeme simple alăturate, momentul maxim se produce în planul vertical (la boltă), relaţia de calcul, pentru trei valori ale constantei k şi unghiul de suprapunere $\alpha = 15°$, fiind :

$$k = 0; \qquad M = 0{,}81\ pLR^2; \tag{1}$$

$$k = 0{,}5; \qquad M = 0{,}90\ pLR^2; \tag{2}$$

$$k = 1; \qquad M = 1{,}00\ pLR^2. \tag{3}$$

Se consideră că tensiunea mecanică periculoasă este tensiunea de curgere σ_c a materialului, modulul de rezistenţă la încovoiere al profilului metalic folosit fiind W_z.

Se calculează portanţa structurii caracterizată prin presiunea exterioară maxim admisibilă p_c (presiunea pe care este capabilă să o suporte structura în condiţii mulţumitoare); pentru cele trei momente definite portanţa este :

$$k = 0; \quad p_c = 1{,}23\ \frac{\sigma_c W_z}{LR^2}; \tag{4}$$

$$k = 0{,}5; \quad p_c = 1{,}11\ \frac{\sigma_c W_z}{LR^2}; \tag{5}$$

$$k = 1; \quad p_c = 1{,}00\ \frac{\sigma_c W_z}{LR^2}. \tag{6}$$

● La varianta 2, momentele maxime apar în secţiunile orizontale diametral opuse, notate M_2, şi la boltă, notate M_1.

Relaţiile de calcul ale acestora sînt :

$$M_1 = 0{,}284\ (1 - k)\ pLR^2; \tag{7}$$

$$M_2 = 0{,}216\ (1 - k)pLR^2. \tag{8}$$

Portanţa determinată de cele două momente este :

$$p_{c_1} = \frac{4{,}6}{1 - k} \cdot \frac{\sigma_c W_z}{LR^2}; \tag{9}$$

$$p_{c_2} = \frac{3{,}5}{1 - k} \cdot \frac{\sigma_c W_z}{LR^2}. \tag{10}$$

Se observă că momentul de la boltă limitează portanţa generală.

Trebuie menţionat că în cazul egalităţii între presiunile litostatice verticală şi orizontală ($k = 1$) momentele devin nule şi dimensionarea, într-o primă aproximaţie, se va face la compresiune, portanţa crescînd considerabil; dacă se ţine seama de efectul forţelor tăietoare şi al legăturilor, aceasta va scădea. În plus, strîngerea profilelor de întărire nu se poate face cu forţă suficient de mare, astfel că lunecarea longitudinală se poate produce şi cele două elemente suprapuse lucrează independent, solidarizarea lor fiind numai aparentă.

● În cazul varianteil 3, datorită posibilităţilor de deformare iniţiază, momentul maxim nu mai depinde de raportul între presiunile verticală şi orizontală k. Efortul maxim este aproximativ la jumătatea tronsonului dintre două articulaţii şi se poate calcula cu relaţia :

$$M = 0{,}037\ \text{pLR}^2, \tag{11}$$

iar presiunea maximă admisibilă este :

$$p_c = 27 \cdot \frac{\sigma_c W_z}{LR^2}. \tag{12}$$

În cazul acestei soluţii constructive, portanţa poate fi determinată de elementele articulaţiei, în principal de bolţul acesteia. Funcţie de rezistenţa la rupere prin forfecare a bolţului, presiunea maximă devine :

$$p_{cf} = \frac{\sigma_r \cdot A}{LR}, \tag{13}$$

iar, funcţie de rezistenţa la presiunea de contact, presiunea maximă este :

$$p_{ck} = \frac{\sigma_k \cdot d \cdot a}{LR}, \tag{14}$$

în care :

- σ_r este tensiunea de rupere a materialului;
- σ_k — tensiunea admisibilă la presiunea de contact;
- A — aria secţiunii transversale a bolţului;
- d — diametrul bolţului;
- a — lungimea totală a bolţului în contact cu furca articulaţiei.

● La varianta constructivă 4, efortul maxim se produce la boltă, iar pentru unghiul dintre articulații ($\varphi = 30°$) momentul extrem este:

$$M = 0{,}0775\,(1 - k)\,pLR^2, \qquad (15)$$

iar presiunea maximă admisă:

$$p_c = \frac{12{,}9}{1 - k} \cdot \frac{\sigma_c \cdot W_z}{LR^2}. \qquad (16)$$

Dacă $k = 1$, solicitarea este numai de compresiune.

● Varianta 5.1 are momentul maxim pe bara orizontală:

$$M_1 = \frac{1}{8}\,pLR^2, \qquad (17)$$

iar pe bara înclinată maximumul este:

$$M_2 = \frac{1 + 3k}{32}\,pLR^2. \qquad (18)$$

Presiunea maximă impusă de cele două momente este:

$$p_{c_1} = 8\,\frac{\sigma_c W_z}{LR^2}; \qquad (19)$$

$$p_{c_2} = \frac{32}{1 + 3k} \cdot \frac{\sigma_c \cdot W_z}{LR^2} \qquad (20)$$

● Varianta 5.2 prezintă, de asemenea, un moment maxim pe bara orizontală (M_1) și altul pe bara îndoită la 120° (M_2), calculate cu relațiile:

$$M_1 = \frac{1}{8}\,pLR^2; \qquad (21)$$

$$M_2 = \frac{1}{8}\,\frac{(3k - 1)^2}{3k + 1}\,pLR^2 \qquad (22)$$

presiunea pe care este capabilă să o suporte bara orizontală putîndu-se calcula cu relația (19), iar cea impusă de momentul M_2 este:

$$p_{c_2} = 8\,\frac{3k + 1}{(3k - 1)^2}\,\frac{\sigma_c \cdot W_z}{LR^2}. \qquad (23)$$

Pentru $k = \frac{1}{3}$, presiunea maximă se calculează la fel ca în cazul relației (16) pentru $k = 1$, adică ținîndu-se seama numai de efortul axial.

● Varianta 5.3 este static nedeterminată; momentul maxim se notează cu M_1 pentru bara înclinată și M_2 pe porțiunea orizontală, calculîndu-se cu relațiile:

$$M_1 = \frac{1 + 5k}{24}\,pLR^2; \qquad (24)$$

$$M_2 = \frac{2k + 1}{12}\,pLR^2. \qquad (25)$$

Presiunile maxime admise corespunzătoare celor două momente sînt:

$$p_{c_1} = \frac{24}{1 + 5k} \cdot \frac{\sigma_c W_z}{LR^2}; \qquad (26)$$

$$p_{c_2} = \frac{12}{1 + 2k} \cdot \frac{\sigma_c \cdot W_z}{LR^2} \qquad (27)$$

III. Calculul portanței structurilor studiate

Se va calcula presiunea maximă pe care structura o poate suporta în bune condiții în vederea unei comparații mai ușoare cu varianta folosită în prezent.

Structura va fi realizată din profil metalic SG-23 cu caracteristicile: $W_z = 67$ cm³, $A = 50$ cm², $\sigma_c = 400$ MPa. Galeria va avea raza $R = 1{,}5$ m, iar cîmpul de armare se va considera $L = 0{,}5$ m.

Tabelul 1

Varianta	Presiunea litostatică capabilă					
	$k = 0$		$k = 0{,}5$		$k = 1$	
	Pa	tf/m²	Pa	tf/m²	Pa	tf/m²
1	$2{,}93 \cdot 10^4$	2,93	$2{,}62 \cdot 10^4$	2,62	$2{,}38 \cdot 10^4$	2,38
2	$8{,}5 \cdot 10^4$	8,5	$17 \cdot 10^4$	17	$160 \cdot 10^4$	160
3	Indiferent de k, $p = 88 \cdot 10^4$ Pa = 88 tf/m²					
4	$31 \cdot 10^4$	31	$62 \cdot 10^4$	62	$160 \cdot 10^4$	160
5.1	$19{,}4 \cdot 10^4$	19,4	$19{,}4 \cdot 10^4$	19,4	$15{,}2 \cdot 10^4$	15,2
5.2	$6{,}4 \cdot 10^4$	6,4	$13 \cdot 10^4$	13	$19 \cdot 10^4$	19
5.3	$25 \cdot 10^4$	25	$12{,}5 \cdot 10^4$	12,5	$8{,}6 \cdot 10^4$	8,6

Cu datele prezentate mai sus se calculează presiunea maximă admisă pentru trei valori ale coeficientului k, rezultatele găsindu-se în tabelul 1.

Din analiza rezultatelor se detaşează net, ca cele mai eficiente din punctul de vedere al portanţei, variantele 3 şi 5.3. Alături de criteriul „portanţă", se vor adăuga şi alte determinări (tehnologie minieră, productivitate, posibilităţi de fabricaţie etc.) care pot confirma viabilitatea acestor variante sau le vor diminua aria de aplicare; numai experimentul şi introducerea lor în exploatare pot să dea un răspuns definitiv.

Bibliografie

[1] Petrescu, G. *Îmbunătăţirea actualelor sisteme de susţinere la lucrările miniere de deschidere şi pregătire de la I.M. Cîmpulung.* Studiu, 1983.

[2] Ilincioiu, D. *Îmbunătăţirea susţinerilor metalice folosite la lucrările de pregătire.* Studiu, 1986.

[3] Petrescu, G. ş.a. *Un nou tip de susţinere metalică a galeriilor.* Mine, Petrol şi Gaze, nr. 5, 1985.

[4] Petrescu, G. ş.a. *Consideraţii privind susţinerea metalică a galeriilor miniere circulare.* Mine, Petrol şi Gaze, nr. 1, 1987.

[5] Petrescu, G. ş.a. *Susţinere inelară din profile metalice cu dublură pe diferite zone.* Mine, Petrol şi Gaze, nr. 5, 1988.

Prognozarea loviturilor de acoperiş în condiţiile exploatării unor strate din bazinul Văii Jiului prin metodele coeficientului energetic şi forării găurilor cu diametru redus

Conf. dr. ing. **Gh. Oncioiu**
Şef lucr. ing. **E. Cozma**
Institutul de Mine Petroşani

I. Definirea conceptului de lovituri de acoperiş

Loviturile de acoperiş sînt fenomene dinamice legate de starea de tensiune a rocilor şi a substanţelor minerale utile în care s-au executat lucrările miniere. Loviturile de acoperiş se manifestă aproape instantaneu şi produc surpări în lucrările miniere care se extind, în multe cazuri, pe suprafeţe mari.

Loviturile de acoperiş apar, de cele mai multe ori, la stratele cu cărbune tare şi roci înconjurătoare tari. Cărbunele sau rocile tari, fiind supuse la eforturi concentrate de compresiune mai mari decît presiunea litostatică normală, acumulează energia potenţială pînă în momentul apropierii de limita de rupere, cînd apar în masa acestora tensiuni mai mari ca rezistenţa la compresiune şi ca rezultat, rocile sau cărbunele se rup brusc, asemănător unor explozii.

Loviturile de acoperiş fac parte din fenomenul dinamic general ce apare în practica exploatării zăcămintelor de cărbune, denumite „erupţii de roci".

Acest fenomen cuprinde:

— erupţiile propriu-zise de roci sau cărbune din front datorate schimbării stării de tensiune şi presiunii gazelor din zăcămînt;
— umflarea vetrelor lucrărilor miniere;
— loviturile de acoperiş propriu-zise.

Apariţia oricăruia din fenomenele dinamice este rezultatul activităţii omului care, prin activitatea minieră, deranjează starea primară de tensiune a masivului neatacat cu lucrări miniere, dînd cîmp liber declanşării energiei acumulate în procesul de formare geologică a formaţiunilor de roci.

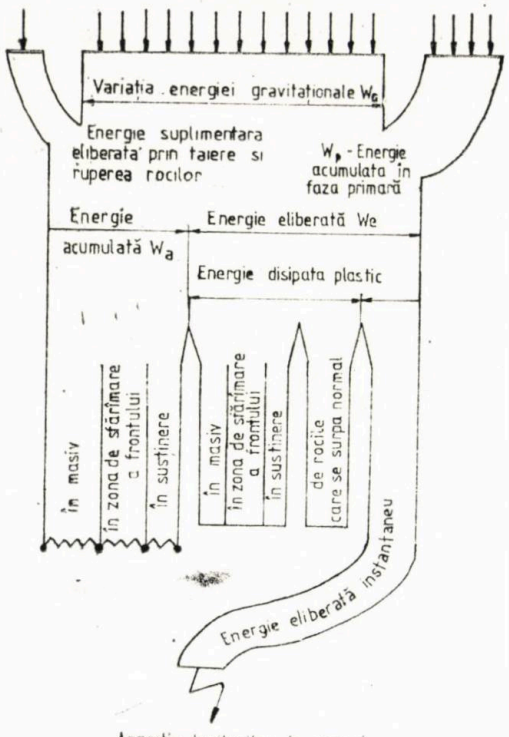
O primă explicaţie a cauzei apariţiei loviturilor de acoperiş a fost dată de către S.G. Averssin în lucrarea „Lovituri de acoperiş" (Ed. Nedra 1952) sub forma: „depăşirea rapidă a rezistenţei rocilor datorită unor forţe exterioare în cazul executării unor lucrări miniere".

O explicaţie mai completă a acestui fenomen a dat-o Denkhaus, definind cauza apariţiei loviturilor de acoperiş ca efect al eliberării energiei acumulate de rocile masivului în timpul formării lor.

După Denkhaus bilanţul energetic al masivului de roci trebuie ca în procesul de exploatare să se echilibreze. Pe măsura creşterii mărimii spaţiului exploatat, energia potenţială a masivului de roci, acumulată de-a lungul timpului, se eliberează şi se reduce ca rezultat al deplasării şi deformării acestuia.

Bilanţul energetic al masivului de roci prin care se eliberează o parte din energia elastică potenţială, precum şi modul şi locul de acţiune sînt prezentate în figura 1.

Conform concepţiei lui Denkhaus, o parte din energia acumulată este eliberată instantaneu şi poate conduce la apariţia loviturilor de acoperiş. Între tensiunea primară a masivului de roci şi presiunea secundară, apărută ca rezultat al degajării masivului prin exploatare,



Apariția loviturilor de acoperiș

Fig. 1

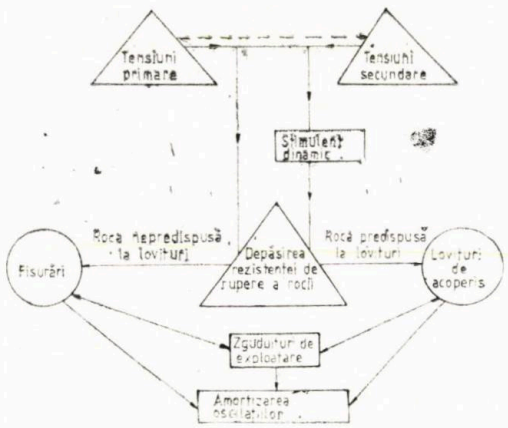


Fig. 2

există o legătură reciprocă și — împreună — contribuie la apariția loviturilor de acoperiș (fig. 2).

Aceste fenomene dinamice sînt influențate și amplificate de o serie de factori.

II. Metode de studiu și cercetare privind prognoza apariției loviturilor de acoperiș

Literatura de specialitate semnalează mai multe metode de studiu și de cercetare privind prognoza apariției loviturilor de acoperiș sau a fenomenului dinamic, în general al erupțiilor de roci.

Aceste metode pot fi clasificate în trei mari grupe :

a) metode de măsurare „in situ" a eventualelor deranjamente ce apar în procesul de exploatare, utilizînd aparatură specială legată pe principiul seismo-acustic, în categoria cărora intră :

— metoda seismo-acustică ;
— metoda microseismică ;
— metoda seismică ;

b) metode experimentale ce se împart în două subgrupe :

b_1) forarea găurilor de o anumită lungime în fața frontului de abataj în masivul de cărbune;

b_2) determinarea coeficientului energetic al rocii pod (din consola care se surpă greu) pe baza curbei de încărcare-descărcare, în urma încercărilor de determinare a modulului de elasticitate,ca urmare a solicitărilor la compresiune;

c) metode analitice.

Metode de măsurare „in situ"

● Metoda seismo-acustică constă în înregistrarea procesului de fisurare a rocilor sub influența presiunii. Procesul de fisurare a masivului de roci este un fenomen care depinde de mărimea presiunii și poate fi observat de la apariția microfisurilor, pînă la fisurarea masivă a rocilor. Datorită neomogenității masivului de roci, la presiuni mari fisurarea apare instantaneu, fiind însoțită de deplasări bruște, dinamice, ale masivului care produc oscilații ce se propagă sub forma unor impulsuri denumite unde seismice.

Amplitudinea și frecvența impulsurilor, înregistrate de aparatură, depind de mărimea gradului de fisurare, de proprietățile fizico-mecanice ale masivului de roci și de distanța de măsurare față de locul unde a avut loc fenomenul.

Înregistrarea impulsurilor seismo-acustice și a distribuției lor în timp permite prognozarea apariției fenomenelor dinamice în zona cercetată.

În mineritul mondial se utilizează aparatură staționară montată la suprafața minelor și aparate portabile, utilizate în cercetări curente și de moment.

● Metoda microseismică se utilizează în scopul prognozării fenomenelor dinamice în cadrul unui cîmp de abataj. Pentru fiecare cîmp de abataj se vor utiliza trei aparate seismografe înregistratoare care vor înregistra după trei direcții : vertical, nord-sud și est-vest, astfel amplasate încît să formeze un triunghi cu laturile de 1,5—2 km.

Prognozarea apariției loviturilor de acoperiș are la bază interpretarea variației energiei seismice la diferite intervale de timp (ore, schimburi, zile).

În urma experimentărilor practicate în diferite țări se constată următoarele :

— loviturile de acoperiș nu apar în cîmpurile de abataj unde energia acumulată de masivul de roci nu depășește 10^7 J; măsurările se fac înainte de intrarea în exploatare a cîmpului de abataj;

— loviturile de acoperiș apar în cîmpurile de abataj unde energia acumulată de masiv este de circa 10^7 J.

● Metoda seismică constă în măsurarea vitezelor undelor longitudinale și transversale ce se propagă în masivul de roci, în timpul dirijării presiunii prin prăbușire totală.

Pe baza vitezei de propagare a undelor, a modulului de elasticitate și a coeficientului lui Poisson se determină valoarea energiei acumulate și se poate prognoza apariția loviturilor de acoperiș.

Metode experimentale

Metoda forării găurilor de mină de diametru mic

Metoda constă în determinarea zonelor din frontul de abataj unde are loc creșterea excesivă a tensiunilor prin forarea unor găuri cu diametru cuprins între 32 și 42 mm, pe toată lungimea frontului de lucru.

Predispoziția stratului la lovituri de acoperiș se apreciază după cantitatea de detritus rezultată în urma forării unui metru de gaură. În timpul forării găurilor apar fenomene care constau din: pocnituri, blocarea sfredelului sau închiderea găurii pe o anumită lungime. În funcție de aceste fenomene se determină poziția zonei din abataj unde este posibil să apară lovituri de acoperiș.

Găurile se forează cu un perforator rotativ, vor avea lungimea cuprinsă între 5 și 10 m și se amplasează la 1—1,5 m de tavanul abatajului și la distanța de 5—10 m una de cealaltă.

După forarea fiecărui metru de gaură se determină volumul de detritus și microscopic se observă granulometria detritusului.

Dacă detritusul depășește 4,5—5 dm^3/m gaură și are o granulometrie mare, atunci se apreciază că în acea zonă a frontului de abataj există posibilitatea apariției fenomenului de lovituri de acoperiș.

Metoda forării găurilor de mină cu diametru mic este simplă și expeditivă și poate fi utilizată la intervale scurte de timp fără stagnări mari în procesul tehnologic de abataj.

Metoda determinării coeficientului energetic

Metoda constă în determinarea coeficientului energetic care reprezintă raportul dintre energia elastică acumulată de rocă în procesul de formare și energia degajată de rocă atunci cînd este scoasă de sub influența tensiunilor primare din masivul intact.

Coeficientul energetic se determină din curba caracteristică $f(\sigma\varepsilon)$, obținută prin suprapunerea unei probe de rocă la eforturi de compresiune repetate (fig. 3; 4).

Coeficientul energetic se exprimă prin relația:

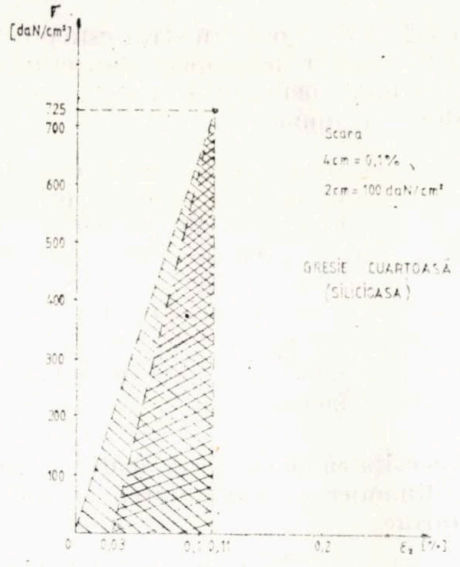


Fig. 3

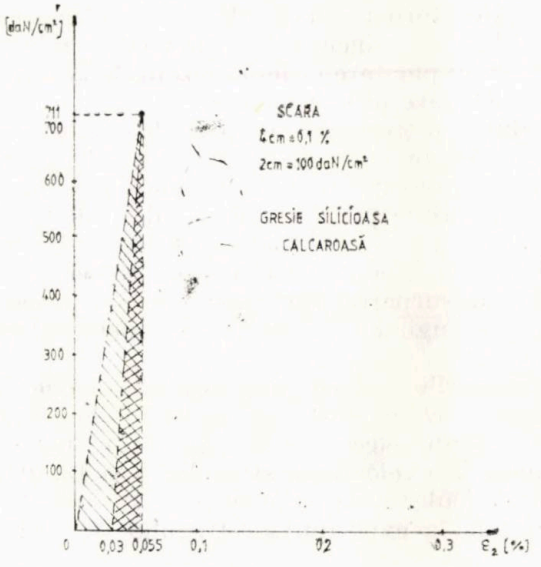


Fig. 4

$$W_{ET} = \frac{\Phi_{SP}}{\Phi_{st}} = \frac{\int_{\varepsilon_p}^{\varepsilon_c} f_1(\varepsilon)\, d\varepsilon}{\int_{0}^{\varepsilon_c} f(\varepsilon)\, d\varepsilon - \int_{E}^{\varepsilon_c} f_1(\varepsilon)\, d\varepsilon},$$

unde:

Φ_{SP} este energia elastică a rocii;

Φ_{st} — energia elastică pierdută după comprimarea rocii în procesul de descărcare;

ε_c — deformarea maximă, la limita aproximativă de rupere;
ε_p — deformarea remanentă după descărcare;
$f(\varepsilon)$ — funcţia curbei de încărcare;
$f_1(\varepsilon)$ — funcţia curbei de descărcare.

Se consideră că o rocă sau strat este predispus apariţiei loviturilor de acoperiş sau erupţiei de roci atunci cînd coeficientul energetic are anumite valori, şi anume:

$W_{ET} > 5$ — stratul de rocă este foarte predispus pentru producerea loviturilor de acoperiş;
$W_{ET} = 2 - 5$ — predispoziţia apariţiei loviturilor de acoperiş se corelează cu alţi factori;
$W_{ET} < 2$ — nu apar lovituri de acoperiş, indiferent de influenţa altor factori.

III. Necesitatea cunoaşterii apariţiei fenomenelor dinamice la exploatarea zăcămintelor stratiforme

În bazinul carbonifer Valea Jiului, la adîncime mare, stratele au înclinare mică, aceasta fiind dată de forma sinclinală a zăcămîntului. Schimbîndu-se înclinarea, s-a trecut de la metoda de exploatare în felii orizontale la metoda de exploatare în felii înclinate.

O dată cu trecerea la metoda de exploatare în felii înclinate a stratului 3, la mina Lupeni au apărut fenomene dinamice miniere care nu au fost semnalate pînă atunci. La data de 25.III. 1985, la exploatarea stratului 3, blocul II, felia a III-a, s-a produs o lovitură de acoperiş, care a dus la surparea abatajului pe o lungime de 8 m, distrugînd total susţinerea metalică individuală.

Cercetările privind prognozarea fenomenelor dinamice la exploatarea zăcămintelor stratiforme s-au efectuat în cîmpurile miniere: Lupeni, la exploatarea stratelor 3 şi 13, Paroşeni şi Vulcan, la exploatarea stratului 5, şi Livezeni, la exploatarea stratului 3, felia I.

IV. Condiţii geologice şi tehnice de exploatare

1. *Structura geologică a acoperişului stratelor de cărbune şi caracteristicile fizico-mecanice ale rocilor*

Stratigrafic, structura geologică a formaţiunilor de roci sterile acoperitoare stratelor 3 şi 13 — Lupeni, stratului 5 — Paroşeni şi Vulcan şi stratului 3 — Livezeni diferă de la bloc la bloc numai în ceea ce priveşte grosimea pachetului de roci.

Alternanţa de roci, de la strat spre suprafaţă, din care este format acoperişul acestor strate este dată în tabelul 1.

Tabelul 1

Denumirea şi grosimea stratelor de roci din acoperişul stratelor de cărbune

Cîmpul minier	Strat	Blocul	Denumirea rocii	Grosimea, m
Lupeni	3	III A Nord	Argilă cu plante	3
			Cărbune strat 4	1,2–2
			Marnă	4–5
			Gresie silicioasă	20
			Marnă grezoasă	3
			Argilă grezoasă	13,60
Lupeni	13	II	Marnă	2–3
			Stratul 4	1,1
			Marnă grezoasă	3
			Gresie silicioasă	7
			Argilă fosiliferă	8
			Gresie fosiliferă	2–3
			Marnă + marnă fosiliferă	11
			Argile grezoase	30
			Marne grezoase fosilifere	9
		IV Sud	Marne calcaroase	11
			Gresii marnoase	2
			Marne calcaroase bituminoase	23
			Gresie	15
			Argile	8
			Str. 15 cărbune	1,4–1,8
Paroşeni	5	VI	Argile	7
			Gresie	5
			Argilă	6
			Marnă	3
			Argilă	4
			Gresie	2
			Marnă	3,4
			Gresie	1,7
			Argilă marnoasă	4
Livezeni	3	VI	Argilă fosiliferă	4
			Gresie fină	3
			Argilă	2
			Gresie	3
			Argilă fină	4
			Gresie calcaroasă grezoasă	10
			Argilă	3
			Cărbune stratul 4	1,5
			Argilă + stratul 4 bis	4
			Marnă grezoasă	5
			Gresie	5
			Argilă	4
			Gresie	5
Vulcan	5	VII	Gresie argiloasă	14
			Marnă calcaroasă	8
			Marnă compactă	16
			Argilă grezoasă	12

Caracteristicile fizico-mecanice ale rocilor din acoperişul stratelor luate în studiu sînt prezentate în tabelul 2.

Caracteristicile fizico-mecanice ale rocilor — *Tabelul 2*

Cîmpul minier	Stratul	Blocul	Denumirea rocii	Caracteristici fizice		Caracteristici mecanice		Caracteristici elastice	
				Greutatea specifică, $\gamma \cdot 10^4$, N/m^3	Greutatea volumetrică, $\gamma_a \cdot 10^4$, N/m^3	Rezistența la compresiune σ_c daN/cm^2,	Rezistența la tracțiune σ_{tr}, daN/cm^2	Modulul de elasticitate E, daN/cm^2	Coeficientul lui Poisson
Lupeni	3	II și III Nord	Argilă cu faună	2,75	2,61	250	20	25 000	0,21
			Gresieă marnoasă	2,72	2,64	445	42	45 946	0,33
			Gresie silicioasă	2,74	2,60	845	120	112 000	0,111
			Marnă grezoasă	3,06	2,86	306—409	55—80	20 322	0,175
			Gresie silicioasă calcaroasă	2,75	2,66	650—930	72—130	60 000 120 000	0,184
	13	IV Sud	Marne calcaroase	2,62	2,68	187—474	55—76	37 000	0,33
			Gresie marnoasă	2,62	2,68	238—732	24—36	35 000	0,18
			Gresie silicioasă	2,74	2,60	600—800	120	112 000	0,111
			Argile	2,75	2,61	250	20	25 000	—
Paroșeni	5	VI	Argile fin grezoase	2,65	2,53	290—380	53—90	57 000	0,36
			Argile grezoase	2,02	2,54	300—360	38	62 000	0,26
			Conglomerate	2,27	2,04	460—720	190	67 000	0,13
			Marnă	2,75	2,52	198—234,5	44	44 000	0,37
			Gresie marnoasă	2,75	2,64	445	42	43 946	0,33
			Marne argiloase	2,37	2,12	234—320	—	41 000	0,28
Livezeni	3	VI	Argilă compactă fosiliferă	2,50	2,78	126—440	27—44	31 000	0,37
			Gresie calcaroasă	2,48	2,80	590—375	31—81	47 000	0,195
			Marnă grezoasă	3,66	2,86	306—409	55—80	20 322 55 000	0,175
Vulcan	5	VII	Argilă grezoasă	2,02	2,54	300—360	38	71 000	0,45
			Marnă compactă	2,79	2,52	200—250	20—25	46 000	0,34
			Marnă calcaroasă	2,51	2,42	250—320	72	51 000	0,31
			Gresie argiloasă	2,69	2,47	100—200	20—70	63 000	0,28

2. *Condițiile tehnico-miniere de exploatare* a cîmpurilor de abataj luate în studiu sînt prezentate în tabelul 3.

V. Prognozarea apariției loviturilor de acoperiș pe baza coeficientului energetic

1. *Prezentarea metodei de determinare a coeficientului energetic*

Din acoperișul stratelor 3 și 13 din cîmpul minier Lupeni, stratul 5 din cîmpurile miniere Paroșeni și Vulcan și stratul 3 din cîmpul minier Livezeni s-au colectat probe de roci, confecționîndu-se, conform STAS, epruvete cu $d = h = 42$ mm, care au fost supuse la compresiuni monoaxiale repetate, pînă la limita de elasticitate. Pe baza rezultatelor obținute s-au trasat curbele caracteristice prezentate în figurile 5; 6; 7.

Valoarea energiei acumulate în timpul procesului de solicitare sau a energiei disipate în procesul de revenire se poate calcula cu apro-

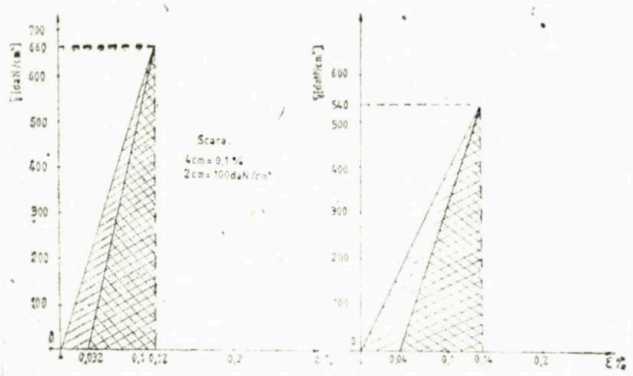


Fig. 5. Determinarea coeficientului energetic din curba caracteristică a gresiei silicioase de la mina Lupeni.

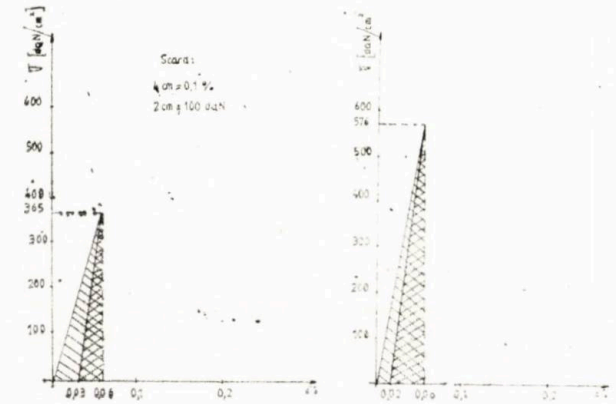


Fig. 6. Determinarea coeficientului energetic din curba caracteristică a conglomeratului fin compact de la mina Paroșeni.

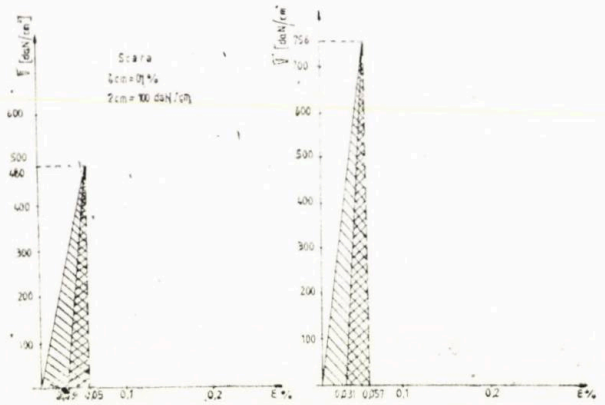


Fig. 7. Determinarea coeficientului energetic din curba caracteristică a gresiei calcaroase de la mina Livezeni.

ximație fie prin planimetrarea suprafeței triunghiurilor, fie calculînd suprafața cu relația :

$$U = \frac{\sigma \cdot \varepsilon}{2}, \text{ daN/cm}^2,$$

în care :

- σ este sarcina de solicitare la compresiune la limita elastică, daN/cm^2 ;
- ε — deformația la limita elastică sau cea remanentă.

Coeficientul energetic va fi :

$$W_{ET} = \frac{U_1}{U_2},$$

în care :

- U_1 este energia acumulată în procesul de solicitare la compresiune ;
- U_2 — energia disipată în procesul de descărcare a probei de rocă.

2. *Rezultatele cercetărilor întreprinse*

Coeficientul energetic s-a calculat numai pentru stratele de roci care au rezistența la compresiune mai mare de 800 daN/cm^2.

Valorile coeficientului energetic al stratelor de roci sînt prezentate în tabelul 4.

În cîmpul minier Lupeni, gresia cuarțoasă silicioasă din acoperișul stratului 3 are predispoziție redusă de producere a loviturilor de acoperiș ($W_{ET} = 2{,}19$). În cîmpul minier Paroșeni conglomeratul fin compact are o ușoară predispoziție de producere a loviturilor de acoperiș ($W_{ET} = 1{,}37-2{,}18$). În cîmpul minier Livezeni stratul de gresii calcaroase din acoperișul stratului 3 are predispoziție de producere a loviturilor de acoperiș ($W_{ET} = 2{,}19-2{,}34$).

În acoperișul stratelor 13 din cîmpul minier Lupeni și 5 din cîmpul minier Vulcan nu există strate de roci care să fie predispuse la producerea loviturilor de acoperiș.

VI. Prognozarea loviturilor de acoperiș prin metoda forării găurilor de mină cu diametru mic

1. *Prezentarea metodei forării găurilor de mină de diametru mic*

Forarea găurilor cu diametrul de 42 m s-a făcut cu perforatorul rotativ PR-8 și un sfredel special compus din segmente de 1 m care se îmbină prin înșurubare.

În timpul forării găurilor s-au făcut notări cu privire la apariția unor fenomene legate de :

— pocnituri în frontul de lucru ;

— desprinderea de cărbune din frontul de lucru ;

— blocarea parțială sau totală a sfredelului.

Schemele de forare a găurilor sînt prezentate în figurile 8 ; 9 ; 10.

Interpretarea rezultatelor s-a făcut pentru fiecare gaură forată prin :

— cantitatea de detritus obținută la 1 m gaură ;

— indicatorul posibilității de apariție a loviturilor de acoperiș W_z.

$$W_z = \frac{1}{g_z}, \text{ m}^{-1},$$

Tabelul 3

Condiţiile tehnico-miniere

Cîmpul minier	Stratul, blocul, abatajul	Înclinarea stratului, grade	Metoda de exploatare aplicată	Lungimea abatajului m	Tipul susţinerii	Felul tăierii cărbunelui	Înălţimea abatajului m	Pasul de avansare pe ciclu, m	Avansarea lunară a frontului de abataj, m
Lupeni	Strat 3, Bloc III-A, Panou 1	10—75	Felii pe înclinare	80	Metalică individuală	Perforare-împuşcare	2,8	1,25	10—18
	Strat 3, Bloc III-A Panou 2	10—15	Felii pe înclinare	50—80	Metalică individuală	Combina KŞ-3M	2,8	0,63	11—23
	Strat 13 Bloc IV, Panou 1	10—14	Stîlpi pe înclinare	100	SMA-2	Combina KŞ-3M	3,15	0,63	16—60
	Strat 13 Bloc IV Panou 2.	10—14	Stîlpi pe înclinare	120	SMA-2	Combina KŞ-3M	3,15	0,63	16—50
Paroşeni	Strat 5 BlocăVI Panou 4	10—14	Stîlpi pe înclinare	160	CMA-5H	Combina KWB-3RDS	3,60	0,63	14—28
Livezeni	Strat 3 BlocăVI Panou 1N	8—12	Felii înclinate cu avansare pe direcţie	160	CMA-5H	Comina CMA-5	3,8	0,63	26—33,5
Vulcan	Strat5 Blocă VII Panou 1	42—45	Felii înclinate cu avansare pe direcţie	70—75	SMA-2 modificat pentru înclinări mediir	Combina KŞ-3M	2,4—2,6	0,63	10—12

unde :

g este adîncimea la care a avut loc blocarea sfredelului.

VII. Rezultatele cercetărilor întreprinse

Experimentările s-au desfăşurat în mai multe etape, iar rezultatele obţinute sînt prezentate în tabelul 5.

Lungimea găurilor forate a fost de 6 m.

Pe baza datelor obţinute în urma forării găurilor de diametru mic putem concluziona :

— în condiţiile exploatării stratului 3 din cîmpul minier Lupeni, în urma extragerii feliei I, se confirmă posibilitatea apariţiei loviturilor de acoperiş, detritusul depăşind 4,5—5 dm³/m gaură ;

— la exploatarea stratului 13, blocul IV Sud din cîmpul minier Lupeni, prin aplicarea acestui procedeu de prognozare nu se confirmă posibilitatea apariţiei loviturilor de acoperiş ;

— în condiţiile de exploatare a stratului 5 din blocul VI, cîmpul minier Paroşeni şi blocul VII cîmpul minier Vulcan, posibilitatea apariţiei loviturilor de acoperiş este minimă, cantitatea de detritus pe metru de gaură forată fiind mult mai mică decît cea prescrisă de norme ;

Tabelul 4

Valorile coeficientului energetic

Cîmpul minier	Stratul	Denumirea rocii	Nr. probă	Valoarea coeficientului energetic
Lupeni	3	Gresie cuarţoasă silicioasă		2,19
		Gresie silicioasă		1,37
	13	Gresie silicioasă	1	1,33
			2	1,37
Paroşeni	5	Conglomerat fin compact	1	2,18
			2	1,49
Livezeni	3	Gresie calcaroasă	1	2,34
			2	2,19
Vulcan	5	În acoperişul stratului 5 nu există strate de roci cu $\sigma_c >$ > 800 daN/cm²		

Tabelul 5

Rezultatele determinărilor prin forarea de găuri de diametru mic

Cîmpul minier	Stratul blocul, abatajul,	Etapa	Nr. găuri	Lungimea găurii, m, și cantitatea de detritus, dm³/m						Observații
				1	2	3	4	5	6	
Lupeni	Strat 3 Bloc III A Panou 2	I	1	3,3	3,8	3,8	4,2	4,4	—	Sfredelul înțepenit
			1′	3,5	3,5	3,5	3,8	4,1	5,2	Blocare periodică sfredel
			2	3	3,3	3,7	3,9	4,1	5,15	Forare normală
			2′	3,1	3,2	3,2	—	—	—	Sfredelul s-a rupt
			3	3	3,2	3,8	5,9	4,1	4,2	Forare normală.
			3,	—	—	—	—	—	—	Desprinderi cărbune din front ; nu s-a forat.
		II	1	2,5	2,55	2,6	3,45	4,5	4,7	Foraj normal
			2	2,2	2,55	2,6	3,3	4,2	4,8	Foraj normal
			3	2,75	2,95	3,25	3,8	4,2	4,9	Foraj normal
			4	2,3	2,4	3,1	3,65	4,75	4,8	Foraj normal
			5	2,1	2,25	2,3	3,0	3,4	3,8	Foraj normal
			6	2,6	2,8	3,1	3,6	3,8	4,2	Foraj normal
	Strat 3 Bloc III A Panou 2	III	1	2,4	2,7	3,0	3,4	3,75	4,4	Foraj normal
			2	2,7	2,8	3,1	3,8	4,2	4,8	Foraj normal
			3	2,5	2,75	2,9	3,5	4,2	4,5	Tendință de înțepenire
			4	2,25	2,3	2,8	3,0	4,1	4,8	Foraj normal
			5	2,8	3,0	3,25	4,0	4,2	4,8	Foraj normal
			6	2,1	2,4	2,6	3,7	4,2	4,9	Foraj normal
Lupeni	Strat 13 Bloc IV Panou 1	I	1	3,5	3,9	3,9	4	4,25	4,4	Foraj normal
			2	3,4	3,2	3,7	3,8	4,2	4,6	Sfredelul s-a înțepenit
			3	3,3	3,3	3,5	3,5	3,8	3,9	Foraj normal
			4	2,7	2,7	2,8	3,3	3,4	3,5	Foraj normal
			5	2,6	2,6	2,8	3,2	3,3	3,4	Foraj normal
			6	2,6	2,6	2,8	3,2	3,3	3,4	Foraj normal
			7	3,2	3,4	3,6	3,8	4,1	4,2	Desprinderi din front
			8	3,4	3,4	3,5	3,5	3,7	3,8	Foraj normal
			9	3,4	3,4	3,5	3,5	3,7	3,8	Foraj normal
		II	1	3,3	3,4	3,6	3,6	3,8	4,25	Sfredelul s-a înțepenit la metrul 5
			2	3,2	3,3	3,5	3,5	3,75	4	Foraj normal
			3	3,3	3,3	3,5	3,6	3,7	3,8	Foraj normal
			4	2,3	2,4	2,7	2,9	3,0	3,2	Foraj normal
			5	2,6	2,4	2,6	2,7	2,9	3,3	Foraj normal
			6	2,1	2,2	2,5	2,5	2,7	2,7	Foraj normal
			7	2,9	3	3,2	3,3	3,5	3,6	Desprinderi de cărbune
			8	2,9	3	3,2	3,3	3,5	3,6	Foraj normal
			9	3,0	3,2	3,2	3,4	3,6	3,8	Desprinderi de cărbune
Paroșeni	Strat 5 Bloc VI Panou 4	I	1	2,9	2,9	3,2	3,2	3,4	3,6	Foraj normal
			2	2,8	2,9	3	3	3,2	3,5	Foraj normal
			3	2,9	3,1	3,1	3,25	3,3	3,4	Foraj normal
			4	2,7	2,7	2,7	2,75	2,9	3,2	Foraj normal
			5	2,7	2,8	2,9	3,1	3,2	3,3	Foraj normal
			6	2,7	2,7	2,8	2,8	2,9	3,1	Foraj normal
			7	2,6	2,6	2,75	2,9	2,92	3,15	Foraj normal
			8	3	3,1	3,1	3,2	3,3	3,4	Foraj normal
			9	2,9	2,9	3,2	3,3	3,25	3,55	Foraj normal
Livezeni	Strat 3 Bloc VI Panou 1	I	1	2,8	3,3	3,25	3,7	3,8	4,2	S-a înțepenit sfredelul
			2	2,9	3,2	3,25	3,3	3,75	4,1	Foraj normal
			3	2,9	3,2	3,2	3,3	3,5	3,8	Foraj normal
			4	2,6	2,7	2,7	2,9	2,9	3,2	Foraj normal
			5	2,6	2,8	2,8	2,9	3,1	3,1	Foraj normal
			6	2,7	2,7	2,9	3,00	3,2	3,3	Foraj normal
			7	3,1	3,1	3,3	3,5	3,65	3,75	Foraj normal
			8	3,00	3,00	3,25	3,3	3,51	4,1	Desprinderi din front
			9	3,00	3,00	3,25	3,3	3,51	4,1	Desprinderi din front
Vulcan	Strat 5 Bloc VII	I	1	3	3,2	3,1	3,1	3,2	3,3	Foral normal
			2	2,9	3	3,00	3,1	3,2	3,2	Foraj normal
			3	2,5	2,6	2,7	2,6	2,75	2,75	Foraj normal
			4	2,4	2,6	2,7	2,7	2,6	2,8	Foraj normal
			5	3,2	3,25	3,25	3,3	3,3	3,25	Desprinderi cărbune din front
			6	2,8	2,9	3	—	—	—	S-a rupt sfredelul

— la exploatarea stratului 3, felia I, cîmpul minier Livezeni, posibilitatea apariţiei loviturilor de acoperiş este de asemenea minimă, cantitatea de detritus pe metru de gaură forată fiind 3,1—4,2 dm³/m gaură, deci sub valorile prescrise de norme.

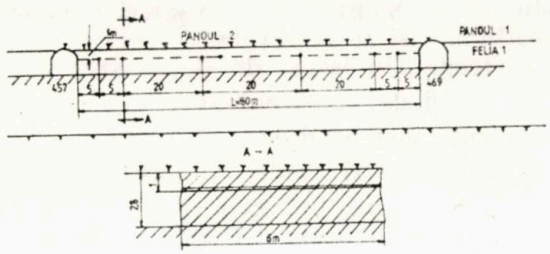


Fig. 8. Amplasarea găurilor de diametru mic în frontul de abataj panoul P-2, etapa 1, mina Lupeni.

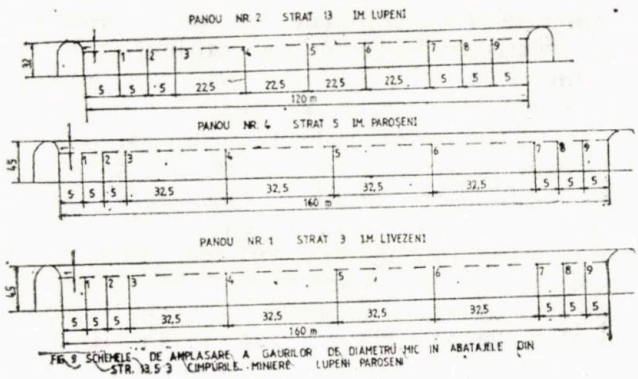


Fig. 9. Schemele de amplasare a găurilor de diametru mic în abatajele din stratele 13, 5, 3, cîmpurile miniere Lupeni — Paroşeni.

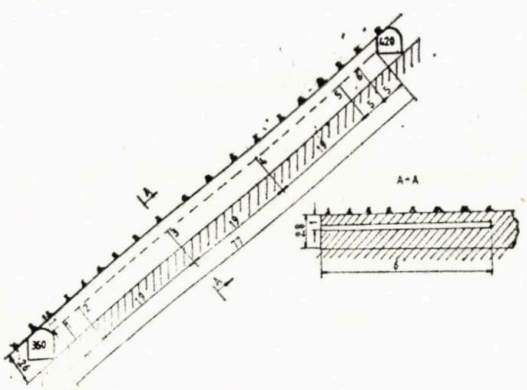


Fig. 10. Schema de amplasare a găurilor de diametru mic în abatajul din stratul 5, bloc VII, mina Vulcan.

Rezultatele obţinute în urma aplicării acestei metode de prognozare se corelează cu cele obţinute prin metoda de determinare a coeficientului energetic.

Concluzii

Este cunoscut faptul că o dată cu creşterea adîncimii de exploatare fenomenele dinamice se amplifică şi apar o cu o frecvenţă mai mare.

Apariţia fenomenului de lovituri de acoperiş este influenţată de existenţa în acoperişul stratelor de cărbune a unui strat de roci greu surpabil, cu rezistenţe mecanice ridicate şi care este capabil să rămînă în consolă pe o anumită lungime. Ruperea acestei console degajă energie dinamică care produce loviturile de acoperiş capabile să distrugă susţinerea abatajului pe suprafeţe mari.

În urma cercetărilor întreprinse privind prognozarea producerii loviturilor de acoperiş se desprind următoarele concluzii :

- în timpul exploatării stratului 3 din cîmpul minier Lupeni pot să apară lovituri de acoperiş, coeficientul energetic fiind $W_{ET} = 2{,}19$ şi cantitatea de detritus pe 1 metru gaură mai mare de 4,5 dm³;
- valorile coeficientului energetic determinate pentru rocile din acoperişul stratelor 13 — cîmpul minier Lupeni, 5 — cîmpurile miniere Paroşeni şi Vulcan şi 3 — cîmpul minier Livezeni sînt mult inferioare celor prescrise de norme şi de asemenea şi volumul de detritus rezultat în urma forării unui metru de gaură, deci posibilitatea producerii unor lovituri de acoperiş este minimă.

Bibliografie

[1] Aversin, S. G. *Gornte udarî.* Moskva, 1955.

[2] Beniavski, Z. T. *Apariţia loviturilor de acoperiş în funcţie de condiţiile geologico-miniere şi tehnice de exploatare.* Rock Mechaniçs, Nr. 1—3, 1981.

[3] Bilinski, A. *Prognozarea apariţiei loviturilor de acoperiş.* B.I. de Mecanica rocilor, Katowice, 1984.

[4] Covaci, Şt. *Exploatări miniere subterane.* Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1983.

[5] Ryncarz, T. *Fizica mecanicii rocilor.* Kracovia, 1978.

[6] Savin, G. N. *Distribuţia tensiunilor în jurul lucrărilor miniere.* Verlag, Berlin, 1954.

[7] Stamatiu, M. *Mecanica rocilor.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1965.

[8] * * * Lucrările Conferinţei Internaţionale a Biroului Internaţional de Mecanica Rocilor pe tema „Studii de prognozare şi lupta împotriva loviturilor de acoperiş" — cu participarea Poloniei, Cehoslovaciei, R.F.G., U.R.S.S Ungariei, Angliei, Franţei, Bulgariei, Belgiei, Austriei, Kotowice — 1984.

Resursele minerale netradiţionale

Ing. N. Stănescu

Se cunoaşte faptul că rolul şi importanţa folosirii metalelor şi a altor agregate minerale în dezvoltarea societăţii omeneşti au fost deosebite. Astfel, din cele mai vechi timpuri, pentru producerea de bunuri materiale în cantităţi din ce în ce mai mari şi sortimente cît mai diversificate, s-au consumat imense rezerve de materii prime minerale, ceea ce a condus la scăderea simţitoare a potenţialului de rezerve al Terei. În legătură cu acest fapt, este de observat că, spre deosebire de alte materii prime (vegetale spre exemplu) care se „produc" ciclic, la perioade scurte de timp şi în care intervenţia omului poate avea un rol hotărîtor, formarea şi acumularea rezervelor minerale sînt rezultatul evoluţiei geologice, în timp, a planetei noastre şi volumul lor este, practic, limitat. Este adevărat că, privind evoluţia ca un fenomen dialectic, ar trebui să ne aşteptăm ca şi în timpurile noastre să asistăm la formarea de minerale, ceea ce de fapt se şi întîmplă. Aceste minerale, însă, se acumulează într-un ritm aşa de lent, încît nu se poate vorbi despre formarea unor depozite valorificabile într-un viitor apropiat.

În aceste condiţii şi cunoscîndu-se că penuria de materii prime minerale a început deja să se facă simţită, avînd ca efect, printre altele, şi criza de energie, care se simte în întreaga lume, omenirea a fost pusă în situaţia de a căuta soluţii care să conducă la creşterea bazei de materii prime prin :

— lărgirea ariei de cercetare geologică a formaţiunilor susceptibile de a cantona diverse acumulări minerale utile ;

— perfecţionarea şi diversificarea metodelor de cercetare geologică ;

— modernizarea metodelor de extracţie minieră şi exploatarea raţională a zăcămintelor ;

— îmbunătăţirea tehnologiilor de preparare a minereurilor, care să permită valorificarea economică a zăcămintelor cu conţinuturi scăzute în componenţi minerali utili ;

— valorificarea superioară, cît mai completă, urmărindu-se recuperarea tuturor componenţilor utili dintr-un agregat mineral în exploatare ;

— folosirea de înlocuitori etc.

În ţara noastră, s-au depus eforturi pentru creşterea rezervelor, obţinîndu-se şi unele rezultate. Aceste eforturi însă au fost îndreptate, în principal, spre aşa-zisele „resurse minerale tradiţionale" (zăcăminte cunoscute de Fe, Cu, Au etc.) şi mai puţin spre alte resurse, cum ar fi cele „netradiţionale".

De precizat că prin „resurse minerale netradiţionale" înţelegem următoarele.

a. Produsele rezultate din exploatarea şi prelucrarea industrială a resurselor minerale tradiţionale şi se referă la :

— sterile din iazuri de decantare ;

— cenuşi de termocentrală ;

— zguri metalurgice ;

— rambleuri şi halde miniere etc.

b. Unele formaţiuni geologice cărora, pînă în prezent, li s-a acordat foarte puţină atenţie (sau chiar deloc), dar care au un conţinut interesant de diverse metale şi, deci, pot deveni, într-un viitor apropiat, surse de materii prime minerale. Este vorba despre unele formaţiuni de pietrişuri şi nisipuri cu conţinuturi de aur şi minerale grele, de unele roci eruptive bazice cu conţinuturi de Ti, Fe etc.

Referitor la produsele din grupa a, amintim că prin prelucrarea industrială a minereurilor (în instalaţiile de flotaţie de exemplu) se recuperează, de regulă, numai elementele aşa-zise principale (Pb, Zn, Cu, Au) care au conţinuturi ridicate. Se cunoaşte însă că minereurile nu sînt agregate monominerale, ele conţinînd şi alte elemente (Ti, Zr, TR, V, Mo, Hg etc.) care au conţinuturi mai reduse şi care, aproape în majoritatea lor, nu sînt recuperate, rămînînd în sterilul de flotaţie care se evacuează la iazul de decantare. Aceste elemente însă pot ajunge în iazurile de decantare la o concentraţie foarte mare, care depăşeşte cu mult conţinutul în elementul respectiv al unor zăcăminte în exploatare. Pentru exemplificare, arătăm următoarele.

În prezent, în ţara noastră se exploatează un zăcămînt cu minerale grele. În iazul de decantare de la Oradea însă, rezultat din prelucrarea bauxitei de la Uzina de alumină, conţinutul în TiO_2 este mai mare de 3%. În plus, în afară de TiO_2, în sterilul respectiv se mai găsesc şi alte elemente cu conţinuturi interesante (tab. 1).

Tabelul 1

Elementul, %						
Fe_2O_3	SiO_2	Al_2O_3	ZrO_3	TR_2O_3	V_2O_5	Mo
58,38	2,70	10,28	0,12	0,15	0,096	0,012

Plecîndu-se de la aceste rezultate, în anul 1977 s-a realizat o cercetare tehnologică în fază laborator pe o probă recoltată din aceste sterile, urmărindu-se recuperarea TiO_2. S-a stabilit astfel un flux care asigură recuperarea

acestui element printr-un procedeu magnetic, gravitaţional-electric, cu rezultatele din tabelul 2.

Tabelul 2

Clasa	Extrac. greut. %		TiO_2, %	Extracţie metal, %	
	simplă	cumulată		simplă	cumulată
+0,250	15,36	15,36	3,55	11,97	11,97
0,200—0,250	11,00	26,36	3,95	9,54	21,51
0,1600—0,200	11,00	37,36	4,25	10,26	31,77
0,125—0,160	32,60	69,96	4,30	30,78	62,55
0,090—0,125	9,00	78,96	4,35	8,33	70,88
0,080—0,090	4,65	83,61	4,30	4,39	75,27
0,071—0,080	1,05	84,66	4,80	1,12	76,39
0,063—0,071	2,25	86,91	4,65	2,30	78,69
0,056—0,063	0,36	87,27	4,65	0,37	79,06
0,050—0,056	0,95	88,22	4,80	1,00	80,06
0,045—0,050	0,56	88,78	4,65	0,57	80,63
0,040—0,045	0,12	88,90	4,65	0,13	80,76
—0,040	11,10	100,00	7,90	19,24	100,00
Total	100,00	—	4,55	100,00	—

Se observă, din datele prezentate, că peste 80% din metalul existent în aceste sterile se găseşte în fracţia +0,040 mm, fracţie ce se valorifică în prezent pe fluxul de preparare la instalaţiile de profil. Avîndu-se în vedere acest considerent, s-a întocmit o propunere de invenţie care a fost brevetată de O.S.I.M.

Tot legat de TiO_2, subliniem că în iazul de decantare al Uzinei de alumină de la Tulcea conţinutul respectiv ajunge la 14% şi, deşi nu s-au efectuat analize şi pentru alte elemente, avem motive să susţinem că ele există.

Cît priveşte conţinutul în elemente utile al altor asemenea produse, amintim că, din probele şi analizele sumare efectuate, se poate concluzioa că şi acestea sînt interesante, astfel :

— în sterilele de la Flotaţia Deva, pe lîngă alte elemente, reţine atenţia conţinutul de Hg (0,026%) şi chiar Au(0,2 g/t);

— la Căpuş, 24% Fe_2O_3 şi 0,3 g/t Au;

— în cenuşile rezultate de la fabricarea acidului sulfuric, de la Năvodari, peste 3% Cu;

— în unele cenuşi de termocentrală, în jur de 1% TiO_2, Al_2O_3 etc.

De reţinut că toate aceste resurse minerale netradiţionale au unele caracteristici comune care se referă la :

- cantitatea mare (milioane sau chiar zeci de milioane de tone) de astfel de produse;
- creşterea zi de zi a acestor resurse, atîta timp cît se prelucrează materia primă de bază;
- au o granulaţie care, în multe cazuri, nu mai necesită o altă prelucrare mecanică;
- acces uşor etc.

Problemele care se pun însă în vederea aprecierii posibilităţilor de valorificare a acestor resurse sînt cele de cercetare geologică şi tehnologică.

Astfel, prin cercetarea geologică se va urmări :

— probarea sistematică, pe toată suprafaţa şi grosimea acestor depozite, prin executarea unor lucrări la un gabarit corespunzător;

— analize mineralogice;

— analize granulometrice;

— analize — pe clase granulometrice — pentru determinarea conţinutului în componenţi minerali utili (chimice, spectrale etc.);

— calculul de rezerve.

Această fază de lucrări se poate realiza relativ uşor şi cu cheltuieli mici, dar necesită o foarte bună organizare şi o atentă urmărire, efectuată de personal de specialitate.

În faza de cercetare tehnologică, în care se vor efectua încercări în fază laborator şi pilot, se va urmări stabilirea unui flux care să permită recuperarea tuturor acelor componenţi minerali utili care, prin conţinut sau importanţă pentru economia naţională, justifică valorificarea lor.

Această fază necesită o etapă mai lungă şi solicită un efort financiar mai mare în lei şi în valută reclamat, în special, de construirea de prototipuri şi/sau import de licenţă.

Cît priveşte produsele din grupa **b**, ne referim, în cele ce urmează, numai la două cazuri.

1. Formaţiunea de pietrişuri şi nisipuri cunoscută sub numele de „strate de Cîndeşti". Acestea au luat naştere în urma unui îndelungat şi intens proces de eroziune a Carpaţilor Meridionali de la începutul Cuaternarului, proces în care, agregatele minerale stabile din punct de vedere chimic (aur, minerale grele), existente în rocile supuse eroziunii au fost sfărîmate, transportate şi depuse, (după anumite legi fizico-mecanice) la diferite nivele în noile formaţiuni. Aceste nivele, care în cadrul stratelor de Cîndeşti nu au o poziţie spaţială precisă, formează sursele din care, prin procesele de eroziune actuale, provine aurul nativ existent în aluviunile şi terasele rîurilor de la sud de Carpaţi. După cum se ştie, în această zonă, dar în special între rîurile Argeş şi Olt, au existat numeroase locuri unde, artizanal, se exploatau nisipuri aurifere. Sistată în urmă cu peste 30 ani, această activitate a fost reluată, timid, de către Întreprinderea minieră Vîlcea printr-un procedeu care merită toată atenţia.

Ştiindu-se că, între diferitele sorturi ale produselor de balastieră, aurul nativ, datorită proprietăţilor sale, se concentrează în fracţia — 2 mm, această întreprindere a solicitat acordul Întreprinderii de balastiere de pe va[illegible] Topologului (balastiera de la Cio[illegible]produs, Argeş) să aşeze, la evacuare[illegible]

un jgheab înclinat alcătuit din două tronsoane dispuse în formă de V, pe fundul cărora se așterne o pîslă cu șicane. Pe acest jgheab, nisipul (fracția — 2 mm), antrenat de un jet puternic de apă, trece peste pîslă, iar aurul rămîne (în special lîngă șicane), de unde se colectează printr-o simplă spălare a pîslei în habe cu apă și evacuarea apei. În felul acesta, cu cheltuieli foarte mici, se obțin rezultate deosebite, ceea ce recomandă extinderea și chiar generalizarea procedeului, la toate balastierele unde se probează existența aurului nativ. Mai mult chiar, avîndu-se în vedere că în unele din nivelele (mineralizate) existente în stratele de Cîndești au fost separate (de IPEG Argeș și I.M.R.) unele lentile cu conținuturi mai mari de aur nativ decît media pe nivel, se pot dezvolta balastiere chiar pe aceste lentile, precum și în terasele și aluviunile actuale ale altor rîuri. În toate aceste cazuri, rezervele de nisipuri sînt foarte mari, așa încît se poate conta pe o durată de exploatare de zeci, poate chiar sute de ani.

Pentru recuperarea mineralelor grele existente în aceste aluviuni (TiO_2, ZrO_2, TR_2O_3, Fe_2O_3 etc.), care se concentrează de asemenea în fracția — 2 mm a produselor de balastieră, nu se poate aplica metoda preconizată pentru aur, din cauza diferenței de greutate specifică dintre ele. Se poate încerca însă o recircuitare a produsului din care s-a recuperat aurul, pe un flux cu alți parametri (înclinarea planului, debitul de apă etc.). În felul acesta, valoarea metalurgică a tonei de pietriș extras și prelucrat va crește, ceea ce va influența și economicitatea acțiunii.

2. Rocile eruptive bazice. Acest tip de roci, care se formează prin consolidarea — la suprafață — a unor magme (lave), prezintă o mare varietate. Dintre acestea, ne referim numai la bazalte, roci care în țara noastră au o mare răspîndire și care se folosesc (în prezent) ca roci comune, pentru pavaje, piatră spartă etc.

Din punct de vedere mineralogic, bazaltele sînt constituite din plagioclazi bazici, augite bazaltice și olivină, ca minerale principale și magnetit, ilmenit și apatit, ca minerale accesorii. Pentru determinarea conținutului în TiO_2 din bazaltele de la Racoș (care au o rezervă de peste un miliard de tone) s-au recoltat șapte probe, care indică un conținut cuprins între 1,08 și 1,48%. În plus, ele conțin în jur de 5% Fe_2O_3 și 15% Al_2O_3, ceea ce poate justifica părerea că aceste bazalte pot fi scoase din categoria rocilor comune și încadrate la minereuri. În sprijinul acestei afirmații arătăm că pe valea Jolotca au fost cercetate unele roci (hornblendite) din cadrul masivului sienitic de la Ditrău, roci în care apar — în principal — minerale de Mo și TR. Pentru aprecierea economicității exploatării acestor roci, s-a întocmit un studiu de fezabilitate în care s-au avut în vedere, în afara elementelor menționate, încă două elemente : Fe și P. Referindu-ne numai la Fe, trebuie reținut că, din conținutul total de circa 6%, numai jumătate (circa 3%) se prezintă ca fier magnetic, considerat că se poate extrage prin procedee cunoscute. În această idee, bazîndu-se pe rezervele de hornblendite cercetate (cîteva sute de milioane de tone), proiectantul a ajuns la concluzia că, deși nerentabil, valorificarea fierului din aceste roci s-ar putea face cu mai puține pierderi decît la Ghelar. Este un punct de vedere care merită toată atenția, mai ales dacă se ține seama de baza actuală de materii prime „tradiționale" (în special de fier) și de imensa rezervă de substanțe utile existente în așa-zisele „materii prime neconvenționale" (bazalte și alte roci eruptive). În acest sens, considerăm că nu este lipsit de interes să arătăm compoziția chimică medie a tuturor rocilor eruptive de pe glob, care se prezintă astfel :

SiO_2	— 59,12% ;	CaO	— 5,08% ;
TiO_2	— 1,05% ;	Na_2O	— 3,84% ;
Al_2O_3	— 15,34% ;	K_2O	— 3,13% ;
Fe_2O_3	— 3,08% ;	H_2O	— 1,15% ;
FeO	— 3,80% ;	P_2O_5	— 0,30% ;
MnO	— 0,12% ;	CO_2	— 0,10%.
MgO	— 3,49% ;		

Aceste date s-au calculat pe baza a peste 5 000 de analize efectuate pe probe recoltate din diferite roci eruptive de pe toată suprafața globului pămîntesc. Din citirea lor, rezultă că unele minerale (TiO_2, $Na_2O + K_2O$) sînt prezente cu conținuturi foarte apropiate de cele care se exploatează în prezent, iar altele (Al_2O_3, $Fe_2O_3 + FeO$) au conținuturi care pot deveni exploatabile.

Dacă se ține însă seama de faptul că în cadrul diferitelor tipuri de asemenea roci, aceste conținuturi sînt mai mari (TiO_2 pînă la 3,86%, Al_2O_3 pînă la 20%, $Fe_2O_3 + FeO$ pînă la 14%, $Na_2O + K_2O$ pînă la 13%) înseamnă că șansele valorificării lor cresc. Problema care se pune, ca și în cazul iazurilor de decantare, este de cercetare geologică (pentru evidențierea tipurilor de roci cu conținuturile cele mai mari) și tehnologică. De asemenea, valorificarea acestor resurse este influențată și de costurile — încă ridicate ale energiei necesare în toate procesele industriale. Se fac eforturi mari însă și se speră că, într-un viitor foarte apropiat, problema energiei va fi rezolvată. Pînă atunci, avem datoria să evidențiem cît mai multe surse de materii prime, convenționale și „neconvenționale", care să asigure, la nivelul tehnicii actuale, necesarul industriei noastre naționale mereu în dezvoltare.

Valorificarea prin electroliză în topituri a minereurilor de lantanide

Conf. dr. ing. **T. Vişan**
Institutul Politehnic Bucureşti
Ing. **Adina Cotârţă**
I.E.C.B.
Prof. dr. ing. **T. Segărceanu**, ing. **V. Soare**
I.A.M.N. Bucureşti

I. Introducere

Lantanidele (pămînturile rare) sînt cunoscute încă din a doua jumătate a secolului XIX, avînd în prezent o largă utilizare ca metale, aliaje sau combinaţii chimice în cosmonautică, metalurgie, electronică, chimie şi petrochimie, energetică nucleară, industria sticlei şi ceramicii. Cerinţele sînt atît de lantanide individuale pure, cît şi de aliaje sau compuşi; în anii '80 în ţările capitaliste producţia era de 27 000 t/an [1].

Lantanidele individuale sau aliajele de mai multe lantanide (denumite mischmetal sau metal mixt) se pot obţine pirometalurgic (calciotermic) sau prin electroliză în topituri. Din cauza potenţialelor de depunere catodică foarte negative ale ionilor lor, se exclude electroliza soluţiilor apoase (hidroelectrometalurgia).

În cadrul tehnologiilor electrochimice, pînă de curînd se efectua electroliza în medii topite de cloruri; procedeul presupunea însă o etapă iniţială de transformare a oxizilor de lantanide în cloruri deshidratate. Mai avantajoasă este electroliza în fluoruri topite, în care se fac adaosuri periodice de oxizi de lantanide, metodă care, deşi a fost cunoscută în principiu din anii '50, a fost pusă la punct abia în ultimul deceniu, fiind o tehnologie de vîrf.

Remarcăm faptul că cele mai multe detalii esenţiale referitoare la prepararea materiilor prime, reţete de electroliză, construcţia electrolizoarelor etc., sînt secrete de fabricaţie şi nu sînt raportate în articole şi brevete; se publică numai date cu o anumită rămînere în urmă faţă de tehnologia existentă sau în curs de implementare. De altfel şi faptul că autorii (din ţările cele mai avansate în acest domeniu publică lucrări numai în limbile lor este o dovadă în plus.

Rezultă foarte clar că, pentru valorificarea minereurilor cu conţinut de lantanide, condiţiile procesului de electroliză în topituri nu pot fi selectate decît în urma unor cercetări experimentale proprii.

II. Probleme fizico-chimice şi tehnologice care apar la electroextracţia lantanidelor în topituri

Cercetarea bibliografică remarcă existenţa cîtorva monografii de bază apărute în ultimii ani [1—5], în care lantanidele se simbolizează prin REM sau Ln. Un istoric al cercetărilor despre compuşii REM cu 3 000 referinţe bibliografice, este redat în [6]. Lucrări de interes mai larg cu aspecte şi economice, ecologice etc., se referă la stadiul cercetărilor în Brazilia [7], materii prime, obţinere şi aplicaţii în Japonia [8; 9], tehnologii pirometalurgice şi electrochimice în China [10; 11], electrodepunere pe catozi lichizi de Zn şi Cd în India [12], construcţia electrolizoarelor, operaţii de pregătire a materiilor prime [13], tehnologii, echipamente de extracţie [14—16] şi purificare [17].

În toate aceste lucrări se arată că tehnologiile de extracţie electrochimică au avantajul că sînt procese continue şi au costuri mai scăzute, deşi puritatea metalelor obţinute electrolitic este mai mică decît prin procedee metalotermice. De cele mai multe ori nu interesează lantanidele individuale, ci obţinerea mischmetalului, ceea ce face ca metoda prin electroliză să fie pe primul loc.

Problemele cele mai mari în tehnologiile cu cloruri topite [18] sînt legate de etapa chimică de clorurare a minereurilor ce conţin oxizi de lantanide şi de comportarea la dizolvare în baia de electroliză, cu topituri de cloruri alcaline şi alcalino-pămîntoase. Deseori, la temperaturile de lucru de 800 — 900°C, clorurile de lantanide reacţionează cu urmele de apă dînd oxicloruri. După cum arată Picard [19], intensificarea solubilizării oxizilor şi clorurilor de lantanide trivalente se poate realiza folosind agenţi gazoşi la solubilizare. Despre solubilitatea oxizilor de ceriu tratează şi lucrările [20; 21]. Astfel, Combes [20] studiază potenţiometric topiturile $NaCl-KCl-CeCl_3$ la 1 000 K, demonstrînd din curbele de titrare existenţa oxiclorurii de ceriu solubile şi a precipitatului de Ce_2O_3. În [21] s-a studiat dizolvarea CeO_2 şi a La_2O_3 în criolită topită, identificîndu-se compuşii fazali în diagrama de topire.

Varianta de lucru cu topituri de fluoruri are la bază considerentul unei mai bune solubilizări a oxizilor în electrolitul topit, permiţînd chiar concentraţii de 2—5% în greutate. În [22] se analizează mărirea acestor valori cu creşterea temperaturii, efectul solubilizării fiind favorabil şi asupra conductivităţii electrice a topiturii, precum şi prevenirea efectului anodic. Fluorurile metalelor alcaline şi alcalino-pămîntoase sînt astfel alese, încît cationii solvenţi nu se depun o dată cu lantanidele. În lucrarea

[23] se arată că solubilitatea oxizilor în criolit-alumină scade în ordinea : La_2O_3 ; CeO_2 ; Y_2O_3.

Există numeroase lucrări care se referă la diferite proprietăți fizico-chimice și termice ale mediilor topite la electroliza lantanidelor. De exemplu, în [24] sînt raportate densități ale sistemului binar de cloruri $MCl-LaCl_3$ (M fiind Li, Na, K, Cs), iar în [25 ; 26] viscozitatea sistemelor ternare $NaCl-KCl-LnCl_3$ (Ln = = La, Ce, Pr, Nd, Sm) ce conțin pînă la 10%—50% $LnCl_3$ la temperaturi de 700—900°C. Viscozitatea scade liniar cînd concentrația $LnCl_3$ crește, dar dependența cu temperatura este mai complicată, fiind în general non-Arrhenius (cu excepția topiturilor $NaCl-KCl-NdCl_3$). Pentru aceleași sisteme ternare, în [26] s-au determinat și densitatea și tensiunea superficială, care scad liniar cu temperatura. Variația cu concentrația $LnCl_3$ este diferită : densitatea scade cu concentrația, în timp ce tensiunea superficială crește cu concentrația $LnCl_3$. Determinări de conductivitate electrică în fluoruri topite cu oxizi de lantanide [27] arată influența favorabilă a adaosurilor de CaF_2.

Trecînd la prezentarea etapei propriu-zise de electroliză, discuția o vom face separat pentru cele două tipuri de medii topite.

Electroliza clorurilor de lantanide

P e e l e c t r o z i s o l i z i, condițiile tehnologice cele mai obișnuite [1] sînt :

— densitate de curent catodică, 2—10 A/cm² ;
— tensiune, 4—15 V ;
— temperatură, 850—950°C ;
— consum energetic, 16 kWh/kg ;
— randament de curent, 50% ;
— randament de extracție, circa 70%.

Pierderile cele mai mari la extracție sînt datorită formării șlamului, compus în principal din oxicloruri. Randamentul de curent este scăzut, din cauza reacțiilor secundare la electroliză și apariția ionilor la diferite valențe.

După cum se arată în [18], la temperaturile înalte de electroliză, lantanidele depuse ca metal solid sau lichid la catod pot reacționa ușor cu oxigenul, vaporii de apă, dioxidul de carbon sau cu grafitul din materialul electrozilor sau conteinerelor, rezultînd combinații cu punct înalt de topire și care micșorează conductivitatea electrică a topiturii. Prezența produșilor secundari și a subclorurilor (subcombinațiilor) deteriorează baia de electroliză. Apar complicații și în prezența ionilor la mai multe valențe ; de exemplu ionii de samariu trivalent (Sm^{3+}) reacționează ușor cu Sm metalic depus catodic, formînd cloruri bivalente stabile ($SmCl_2$). În timpul electrolizei, sistemul redox Sm^{3+}/Sm^{2+} consumă inutil curentul, diminuînd randamentul de curent și de energie. În același sens acționează și cuplul Eu^{3+}/Eu^{2+}.

În lucrarea [28] se face o sinteză asupra condițiilor optime de temperatură, densitate de curent catodic și natura electrodului. Deoarece impuritățile (H_2O, SO_4^{2-}, PO_4^{3-}, ionii de crom, mangan, magneziu, aluminiu, plumb, fier, siliciu) sînt foarte reactive în topitură, se recomandă purificarea foarte avansată a tuturor materiilor prime înainte de începerea electrolizei. Din studiile unor autori polonezi [29] în sisteme $KCl-CaF_2$ în care s-au adăugat $LaCl_3$, $CeCl_3$, $PrCl_3$ și $NdCl_3$, concentrația lantanidelor în electrolit s-a găsit că trebuie să fie inițial de 20—25% moli $LnCl_3$ și să nu scadă final la mai puțin de 10% moli ; de aceea, în timpul procesului, se adaugă periodic porții de triclorură de lantanidă. Optimul densității de curent s-a obținut la 5—6 A/cm², unde randamentul a fost 80%, pe catod de Mo.

Cercetările lui Singh [30 ; 31] au avut ca obiect depunerea ceriului și lantanului tot pe catod de molibden. În [30], electroliții au fost $LiCl-KCl$ și $NaCl-KCl$, menținîndu-se la 30—50% conținutul de clorură de ceriu sau de lantan ; s-au obținut lingouri cu peste 99% puritate. În lucrarea [31], același autor arată importanța creșterii densității de curent în $NaCl-KCl$, la temperaturi mai mari cu 50°C decît punctul de topire al Ce și La, cînd metalul depus este deci lichid. Dacă se lucrează cu catod consumabil de Co [32], într-o topitură $NaCl-KCl$ cu 30—50% $CeCl_3$, la o densitate de curent de 18 A/cm², se obțin direct aliaje Ce—Co, cu 44% Co (t = 900°C). Într-o altă lucrare [33] s-a obținut în același sistem de cloruri alcaline — la 700°C — aliaj La—Ni pe catod de nichel.

Lucrări recente [34—37] au arătat că depunerea electrochimică a lantanului este urmată de o reacție chimică de dizolvare a metalului proaspăt depus. După Școlnikov [34] în $NaCl-KCl$ mecanismul ar fi următorul :

— la temperaturi mai mici de 800°C are loc reacția :

$$La + 6\ Na^+ (K^+) \Rightarrow La^{3+} + 3\ Na_2^+ (K_2^+); \quad (1)$$

— la temperaturi peste 800°C :

$$La + 3\ Na^+ (K^+) \Rightarrow La^{3+} + 3\ Na\ (K). \quad (2)$$

Schimbul ionic cu N_a^+ sau K^+ a fost observat și în topituri $NaCl-KCl-SnCl_2$ cu $LaCl_3$ la 800°C [35] și în topituri $KCl-CaF_2$ cu $LnCl_3$ în intervalul 835—845°C [36 ; 37], cînd s-a ajuns la concluzia că o concentrație de 4,45% CaF_2 este optimă pentru ca pierderile catodice să fie minime.

E l e c t r o l i z a c u c a t o z i l i c h i z i este o metodă de bază pentru alierea lantanidelor cu metalul ce servește drept catod. Cel mai utilizat este Al lichid, dar s-a lucrat și cu Zn,

Cd, Mg și alte metale, cu care lantanidele dau aliaje ușor fuzibile. În mod obișnuit, catodul este „plutitor" pe topitură. Recent, s-a lucrat și cu catod de Mg lichid „imersat" în electrolitul topit [38], care se pare că dă rezultate mai bune; cu un astfel de electrod s-a obținut un aliaj cu 10% REM, lucrînd la 750°C cu 1—1,5 A/cm².

Cele mai multe determinări sînt totuși axate pe aliajele REM cu aluminiu. După cum arată diagrama de fază [39], pentru aliaje binare Ln—Al există un eutectic la 10% (în greutate) Ln, cu p.t. 638°C. În condițiile de lucru de peste 700°C, se realizează deci astfel de aliaje, mai ales că potențialul de depunere catodică pe Al lichid a lantanidelor este mai pozitiv decît pe catod solid de Mo. În [40] se redă obținerea de aliaje La—Al la 700°C, iar dacă topitura are și un conținut de $SrCl_2$, se obțin aliaje ternare La—Sr—Al. S-au realizat și aliaje Ce—Al [41; 42] și SM—Al [43]. Autori chinezi au încercat o serie întreagă de catozi lichizi (Sb, Bi, Al, Ga, Sn, Zn, Pb, In) pentru alierea Nd depus din NaCl—KCl [44].

Electroliza topiturilor cu fluoruri pentru obținerea lantanidelor

Am arătat că rezultate tehnico-economice superioare se obțin în tehnologiile cu fluoruri topite, în care se adaugă oxizi de lantanide. De exemplu, pentru obținerea ceriului se lucrează cu o baie de electroliză de compoziție: LiF 21—27%, BaF_2 12—16%, CeF_3 61—63%, care permite dizolvarea a 5% CeO_2. Dintre sărurile metalelor alcaline se preferă LiF, pentru că litiul are afinitate pentru fluor mai mare decît ceriul și dacă nu va fi redus de ceriu; fluorura de ceriu formează cu LiF un eutectic la 725°C, iar adaosul de BaF_2 coboară temperatura de topire la 715°C.

Instalațiile cu catozi solizi pentru depunerea lantanidelor individuale sau a mischmetalului sînt constituite dintr-un creuzet de grafit, anozi de grafit și catozi din Mo, W sau Ta. Topirea se face cu ajutorul electrozilor de grafit, care apoi servesc drept anozi, temperaturile de 850—1 000°C fiind menținute autoterm. Procesul este continuu. Pentru depunerea ceriului, electrolizoarele lucrează 6 ani între reparații capitale și au următoarele caracteristici tehnice:

- curentul 24 000 A;
- tensiunea 12 V;
- număr de blocuri anodice, 9;
- gabarit electrolizor, 5 000 × 3 300 × × 3 750;
- masa 2 400 kg.

Adăugarea continuă a oxidului de ceriu se face prin anozii tubulari, iar evacuarea ceriului lichid — printr-o țeavă de scurgere către un colector din Mo.

Experimentări de laborator pentru obținere de mischmetal pe catod de Mo au făcut și autori polonezi [29], în sisteme topite LiF—BaF_2—LnF_3. În [45] se discută un electrolit pentru obținerea lantanului, conținînd LiF—BaF_2—LaF_3—La_2O_3—LaOF; se atrage atenția asupra oxifluorurii de lantan LaOF, care crește conductivitatea electrică mai mult ca La_2O_3. Acest compus există de altfel în topitură și datorită reacțiilor secundare dintre LaF_3 și La_2O_3 sau între LiF și La_2O_3. Electroliza dintr-o topitură LiF—BaF_2—CaF_2—LaF_3, utilizînd electrozi de nichel, produce un aliaj La—Ni [46].

Pentru depunerea gadoliniului [1] rețeta topiturii este: LiF 75%—BaF_2 10% — GdF_3 15% și se lucrează la 850°C cu anod din gadoliniu obținut calciotermic și catod din gadoliniu pur.

Depunerea neodimului s-a realizat, conform unui brevet [47], din sisteme LiCl—LiF—$NdCl_3$ la 850°C, pe un catod cilindric de W. Electroliza cu catozi din grupa fierului a permis obținerea de aliaje ale neodimului și disprosiului cu Fe, Co, Ni. S-au obținut aliaje Nd—Fe [48], Nd—Fe, Nd—Co și Nd—Ni din sisteme LiF—BaF_2—NdF_3 la 1000°C [49], precum și aliaje Pr—Fe, Nd—Pr—Fe [50], pe catod de Fe, în electrolitul LiF—BaF_2—NdF_3—PrF_3, avînd și un conținut de CaF_2. Toate aceste aliaje ale neodimului sînt importante pentru realizarea de magneți permanenți. Aliajul Dy—Fe s-a depus electrochimic din topitura LiF—BaF_2—CaF_2—DyF_3, lucrînd cu catod de Fe și anod de C [51].

Depunerile pe catozi lichizi din fluoruri topite sînt foarte puțin tratate. O lucrare cu date concrete tehnologice [52] prezintă randamentele pe Al lichid, la obținerea aliajelor Ln—Al din fluoruri în care s-au dizolvat oxizii LnO_2—Ln_2O_3. Pe electrozi de Bi lichid [53] s-au depus o serie de lantanide și actinide din electrolit pe bază de LiF—BaF_2 (660—800°C); experimental este important pentru recuperarea combustibilului nuclear din reziduurile de la centralele nucleare.

III. Experimentări proprii privind studiul reacțiilor de electrod ale ionilor de lantanide în fluoruri topite

Înainte de a prezenta rezultatele proprii, trebuie să menționăm că în literatura de specialitate lipsesc aproape complet studii electrochimice ale lantanidelor în topituri de fluoruri. Printre puținele lucrări de cercetare amintim lucrarea [54], în care se aplică metoda potențiostatică cu variația liniară a potențialului pentru depunerea gadoliniului din LiF—GdF_3—Gd_2O_3.

În determinările noastre s-a utilizat tot o metodă potențiostatică — metoda voltametriei ciclice —, în care se deplasează potențialul în

sens catodic şi apoi în sens anodic, pe un domeniu dat, cu o anumită viteză de baleiere, reglînd frecvenţa de la generatorul de impulsuri, cuplat la un potenţiostat tip P.A.R. Model 173. Se înregistrează pe un înregistrator XY curbe închise curent-potenţial (ciclovoltamograme), care prin maximele pe care le prezintă la anumite valori de potenţial, ne dau informaţii despre procesele de electrod care apar.

S-a lucrat cu o celulă de electroliză (fig. 1) compusă dintr-un creuzet de grafit, care conţine topitura de fluoruri şi cei trei electrozi:

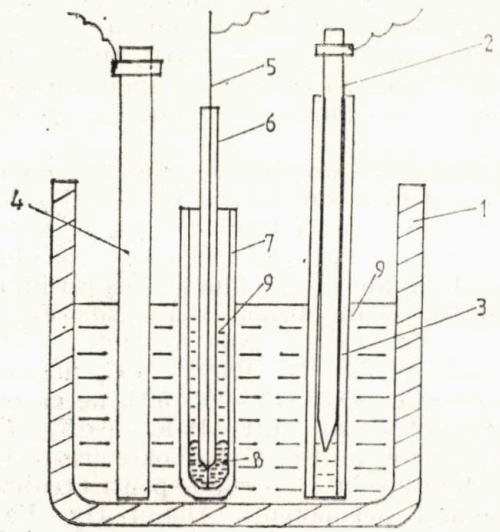


Fig. 1. Schema celulei pentru determinări de voltametrie ciclică: *1* — celulă din grafit; *2* — electrod de lucru din grafit spectral; *3* — cilindru ceramic; *4* — electrod auxiliar din grafit spectral; *5* — fir de wolfram; *6* — teacă ceramică; *7* — creuzet din alumină sinterizată; *8* — aluminiu topit; *9* — topitură cu fluoruri de lantanide.

electrodul de lucru, contraelectrodul şi electrodul de referinţă. În calitate de electrod de lucru (electrod de cercetat), s-a ales o bară cilindrică de grafit spectral, ascuţită la vîrf ca un creion. Pentru a avea o suprafaţă izolată şi reproductibilă expusă în topitură, tija de grafit a fost introdusă forţat într-o teacă de ceramică mai lungă decît vîrful de grafit, pentru a preveni scurtcircuitarea cu fundul creuzetului de grafit. Drept contraelectrod (electrod auxiliar) serveşte o bară de grafit, în contact cu creuzetul; în acest mod se asigură o suprafaţă mare, astfel că polarizarea este mică. Problema realizării electrodului de referinţă în fluoruri topite este deosebit de complexă, datorită condiţiilor de lucru la temperaturi ridicate. Electrozii de referinţă descrişi în literatură sînt de construcţie complicată, greu de confecţionat şi de reprodus. De aceea, s-a adoptat un electrod de referinţă simplu — electrodul de aluminiu; acesta a fost realizat punînd într-un mic creuzet din alumină sinterizată o cantitate de Al (metalul se topeşte în condiţiile de experimentare) şi de topitură de fluoruri identică cu aceea din creuzetul mare de grafit. După cum se observă din figura 1, contactul la Al topit este făcut cu un fir de W izolat cu un tub de ceramică, numai vîrful sîrmei fiind în contact cu aluminiul topit.

Temperatura se măsoară cu un termocuplu, conectat cu un sistem de afişaj digital şi termoreglare de tip MAWI.

Alegerea sistemelor de topituri conţinînd fluoruri de lantanide este legată de cerinţa unei concentraţii mari în LnF_3, de regulă 70%, pentru asigurarea în procesul tehnologic de electroliză a unei bune conductibilităţi electrice, a unei topiri şi omogenizări totale a electrolitului topit, a solubilizării maxime a oxizilor de lantanide, care constituie de fapt materia primă în procesul tehnologic. Pentru aceasta, studiile electrochimice au fost precedate de studii ale diagramelor de fază binare, ternare şi cuaternare ale fluorurilor de lantanide cu fluoruri alcaline şi alcalino-pămîntoase, selectîndu-se acele compoziţii, în care temperaturile de topire să fie relativ joase şi gradul de complexare al ionilor de lantanide cît mai redus cu putinţă.

Tabelul 1

Compoziţia sistemelor de fluoruri topite utilizate în determinările de voltametrie ciclică

Notaţia sistemului	Compoziţia, % greutate
E_1	LiF 21% — BaF_2 16% — CeF_3 63%
E_2	LiF 15% — BaF_2 10% — CaF_2 5% — CeF_3 70%
E_3	LiF 15% — BaF_2 5% — CaF_2 10% — — CeF_3 70%
E_4	LiF 15% — KKF 15% — CeF_3 70%
E_5	LiF 15% — KF 12% — NaF 3% — — CeF_3 70%

Pe baza acestor considerente s-au reţinut cinci sisteme de topituri prezentate în tabelul 1, caracterizate de noi din punctul de vedere al temperaturii de topire, conductibilităţii electrice, fluidităţii şi potenţialelor de descărcare catodică, respectiv de dizolvare anodică a produsului depus catodic pe grafit.

Ciclovoltamogramele din figurile 2—4 au fost înregistrate în condiţii identice, şi anume temperatura a fost constantă, de 900°C, operaţiile de pregătire a electrozilor au fost aceleaşi, iar vitezele de baleiere ale potenţialului s-au păstrat în limitele vitezelor relativ lente, de 0,05—0,3 V/s.

Pentru sistemul E_1 (fig. 2), un fapt important de remarcat este potenţialul foarte pozitiv

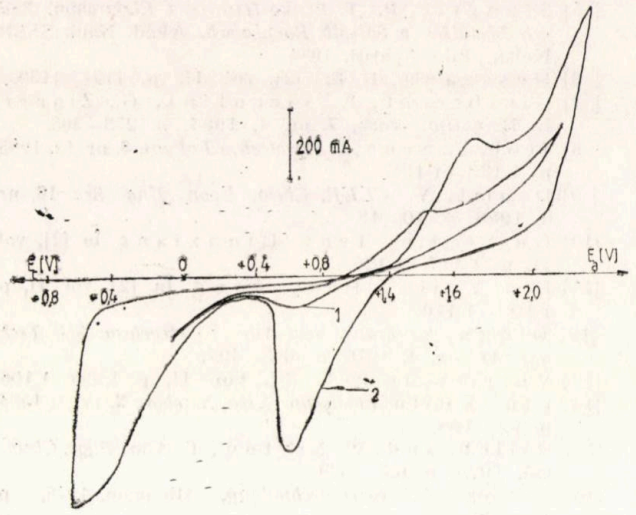


Fig. 2. Ciclovoltamograme în sistemul de topituri E_1, la două viteze de baleiaj ale potențialului: *1* — $v = 0{,}15$ V/s; *2* — $v = 0{,}3$ V/s.

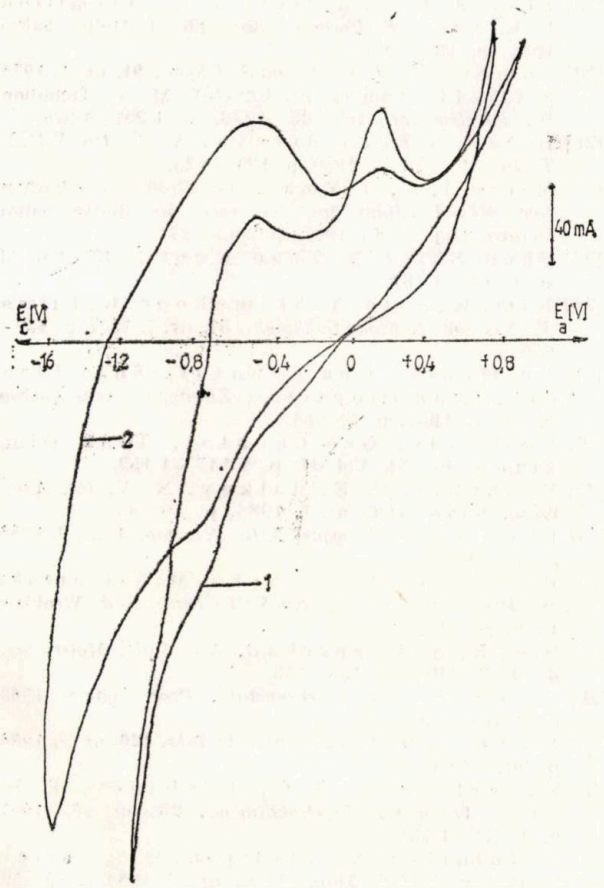


Fig. 3. Ciclovoltamograme în sistemele de topituri E_2 și respectiv E_3: *1* — sistem E_2, $v = 0{,}12$ V/s; *2* — sistem E_3, $v = 0{,}2$ V/s.

(față de electrodul de referință de aluminiu) la care începe procesul catodic de depunere a ceriului. Potențialul de maxim s-a găsit la circa +0,6 V, următorul ion care se descarcă fiind litiul, la valori negative față de aluminiu.

Pe sensul anodic al voltamogramelor s-a pus în evidență dizolvarea ceriului depus pe grafit, la potențiale de +1,6 V, proces urmat de descărcarea ionilor de F^-.

În cazul sistemelor E_2 și E_3, ale căror ciclovoltamograme sînt prezentate în figura 3, prezența suplimentară în topitură a ionului Ca^{2+}, cunoscut ca un ion mai electropozitiv decît Li^+, a făcut ca la polarizare catodică, în procesul de depunere să participe alături de ceriu și o mare cantitate de calciu. Rezultatul se vede mai clar pe ramurile anodice, unde primul maxim anodic este dizolvarea Ca, al doilea este dizolvarea Ce și, final, se observă creșterea continuă a curentului datorată degajării fluorului.

Din figura 4, unde sînt prezentate topiturile E_4 și E_5, se remarcă o separare mai bună a procesului catodic pentru ceriu în sistemul E_5

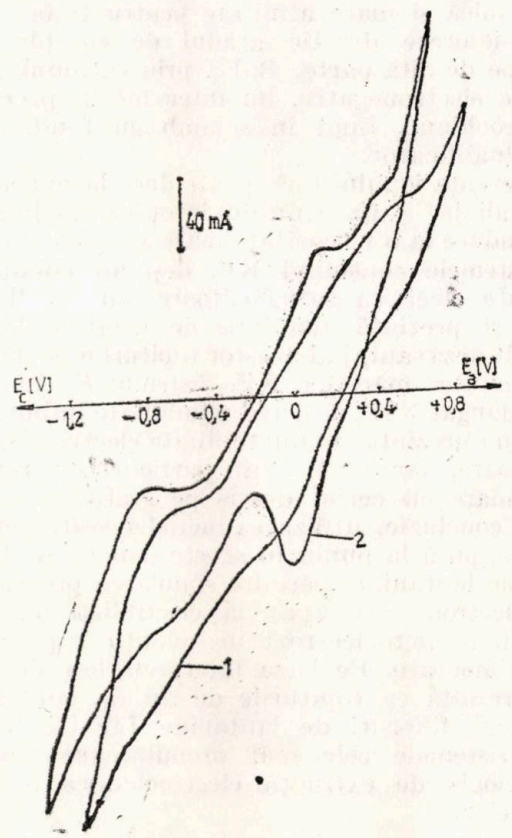


Fig. 4. Ciclovoltamograme în sistemele de topituri E_4 și respectiv E_5: *1* — sistem E_4, $v = 0{,}18$ V/s; *2* — sistem E_5, $v = 0{,}18$ V/s.

(curba *2*), proces care apare ca un maxim foarte clar conturat, în timp ce în topitura E_4 depunerea Ce este numai sub forma unei „unde" la potențiale mult mai negative.

Discutarea rezultatelor de voltametrie ciclică, respectiv a condițiilor optime de depunere

a lantanidelor din fluoruri, trebuie făcută ţinînd cont de complicaţiile care apar în ceea ce priveşte speciile ionice participante la reacţiile de electrod. Astfel, este cunoscut că o caracteristică generală este complexarea ionilor trivalenţi de lantanide cu ionii F^- din topitură, după reacţia:

$$Ln^{3+}(\text{topitură}) + nF^-(\text{topitură}) \rightleftharpoons Ln_n^{3-n}(\text{topitură}) \quad (3)$$

Un alt ion posibil în afară de ionul Ln^{3+} este şi ionul LnF_4^-, rezultat al unei puternice complexări; acest anion poate să dea reacţii de descărcare la anod, micşorînd astfel randamentul de curent.

Din cercetările noastre rezultă că în sistemul E_1, cu conţinut de LiF şi BaF_2, ionii de lantanide se găsesc în cantitatea cea mai mare sub formă de Ln^{3+} (în cazul nostru Ce^{3+}). Acest lucru este posibil pentru că prezenţa LiF în cantitate mai mare (ionul Li^+ avînd rază mică şi mare afinitate pentru fluor) face să micşoreze drastic gradul de complexare, iar, pe de altă parte, BaF_2, prin cationul Ba^{2+} foarte electronegativ, nu intervine în procesul electrochimic, fiind în schimb un fondant şi un fluidificator.

Prezenţa ionului Ca^{2+} poate duce la obţinerea unor aliaje Ce–Ca ce nu sînt întotdeauna de dorit şi conduce la o viscozitate mare a topiturilor.

Sistemele conţinînd KF, deşi au conductibilitate electrică satisfăcătoare, nu au fluiditate şi prezintă tendinţa de nemiscibilitate. Un alt dezavantaj al acestor topituri este higroscopicitatea mărită a KF. Sistemul E_5, în care s-a adăugat NaF, deşi are o fluiditate îmbunătăţită, nu prezintă conductibilitate electrică satisfăcătoare, iar ionul Na^+ participă la reacţii secundare cu ceriul depus pe grafit.

În concluzie, utilizarea metodei voltametriei ciclice, pusă la punct în aceste sisteme de fluoruri de lantanide, permite simularea proceselor de electrod care apar la electroliza masivă, utilizînd microelectrozi în condiţii rapide de experimentare. Pe baza interpretărilor de mai sus, rezultă că topiturile de tip E_1, conţinînd pe lîngă fluoruri de lantanide LiF şi BaF_2, sînt sistemele cele mai promiţătoare pentru tehnologia de extracţie electrochimică a lantanidelor.

Bibliografie

[1] Mihailicenko, A. I., Mihlin, E. B., Patrikeev, Iu. B. *Redkozemelnie Metalli*, Metallurghia, Moskva, 1987.

[2] Xu Guangxian, Xiao Jimei *New Frontiers in Rare Earth Science and Applications, Proc. Int. Conf. Rare Earth Dev. Appl. (10–14 sept. 1985)*. Science Press, Beijing, 1985, vol. I şi II.

[3] Miller, J. D. *Annu. Rep. Chem. Sect. A Inorg. Chem., 1985 (Publ. 1986)*, **82**, 1986, p. 347–370.

[4] Gschneider, Jr. K.A., Eyring, L. *Handbook on the Physics and Chemistry of Rare Earth*, vol. 8, North-Holland, Amsterdam, 1986.

[5] Stangrit, P. T. *Fiziko-Himiia i Elektrohim. Redkih Metallov v Solevih Rasplavah*. Akad. Nauk SSSR, Kolsk. Fil., Apatiti, 1984.

[6] Hasegawa, R. În: [2], vol. II, p. 1127–1130.

[7] Giesbrecht, E., Vicentini, G., Zinner, L. B. *Quim. Nova*, **7**, nr. 4, 1984, p. 273–305.

[8] Itoh, Y., Sone, I. *Petrotech. (Tokyo)*, **8**, nr. 12, 1985, p. 1 123–1 131.

[9] Osumi, Y. *CEER, Chem, Econ. Eng. Rev.* **18**, nr. 6, 1986, p. 10–18.

[10] Du Senlin, Tang Dingxiang În [2], vol. II, p. 1 117–1 126.

[11] Liu Yujin, Hong Feng În [2], vol. II, p. 1 107–1 116.

[12] Dingh, S. *Trans. Soc. Adv. Electrochem. Sci. Technol.* **11**, nr. 4, 1976, p. 487–497.

[13] Morrice Jr. E. În [2], vol. II, p. 1 099–1 106.

[14] Liu Yujiu *Zhongguo Xitu Xuebao*, **2**, nr. 1, 1984, p. 99–105.

[15] Hillebrand, W., Norton, T. *Ann. Phys. Chem.*, **155**, 1975, p. 633–639.

[16] Arbor, A. *Electrotechnology*, Michigan, 1978, p. 239–390.

[17] Spedding, F., Beaurdy, B. *J. Less-Common Metals*, **25**, nr. 1, 1971, p. 61.

[18] Zhao Yifa *Zhongguo Xitu Xuebao*, **2**, nr. 1, 1984, p. 54–63.

[19] Picard, G. S., Mottot, Y. E., Tremillon, B. L. *Proc. — Electrochem. Soc.*, **86–1** (Molten Salts), 1986, p. 189–204.

[20] Combes, R. *J. Electrocanal. Chem.*, **91**, nr. 1, 1976, p. 125–131; Combes, R., Levelnt, M. N., Tremillon, B., *Electrochim. Acta*, **23**, 1978, p. 1 291–1 295.

[21] Belov, S. F., Gladveeva, A. F. *Izv. V.U.Z., Tvetn. Met.*, nr. 3, 1980, p. 124–125.

[22] Mitcell, A., Thomas, B. *Proc. — Electrochem. Soc.*, **87–7** (Joint Int. Sympos. on Molten Salts), Pennington, N.J., 1987, p. 863–871.

[23] Shen Shiying, Zhao Keqi În [2], Vol. II, p. 1 180–1 184.

[24] Kim, K., Sato, Y., Shimakoge, K., Ejima, T. *Nippon Kinzoku Gakkaishi*, **51**, nr. 7, 1987, p. 630–636.

[25] Lu Huaiy, Guo Chuntai, Zhao Liansan, Tang Dingxiang *Zhonggue Xitu Xuebao*, **5**, nr. 1, 1987, p. 85–86.

[26] Lu Huaiy, Guo Chuntai, Tang Dingxiang În [2], Vol. II, p. 1 147–1 152.

[27] Roshchin, V. E., Malkov, N. V. *Izv. Akad. Nauk SSSR, Met.*, nr. 1, 1986, p. 40–44.

[28] Liu Yugin *Zhongguo Xitu Xuebao*, **4**, nr. 2, 1986, p. 61–65.

[29] Bogacz, A., Strzyzewska, M., Szklareski, W. *Proc. Int. Conf. Molten Salt Chem., 3-rd*, Wroklaw, 1979, p. 14–18.

[30] Singh, S., Pappachan, Al. *Bull. Mater. Sci.*, **2**, nr. 3, 1980, p. 155–159.

[31] Singh, S. *Adv. Electrometall. Proc. Sympos.* 1983, p. 2/55–2/10.

[32] Singh, S., *J. Less-Common Metals*, **120**, nr. 2, 1986, p. 307–315.

[33] Morachevskii, A. G., Klebanov, E. B., Yan, Den U, *Elektrokhimiya*, **23**, nr. 8, 1987, p. 1 133–1 134.

[34] Shkolnikov, S. N., Tolypin, E. S., Yuriev, B. P. *Izv. V.U.Z., Tvetn. Met.*, nr. 3, 1984, p. 55–59.

[35] Glagolevskaya, A. L., Kuzneov, S. A., Polyakov, E. G., Stangrit, P. T. *Zh. Prikl. Khim.*, **60**, nr. 4, 1987, p. 770–774.

[36] Xu Xiuzhi, Wei Xugin, Chen Yong *Zhongguo Xitu Xuebao*, **5**, nr. 3, 1987, p. 77–78.

[37] Xu Xiuzhi, Wei Xugin, Chen Yong *Proc.-Electrochem. Soc.* **87–7**, Pennington, N.J., 1987, p. 858–862.

[38] Li Ping *Zhongguo Xitu Xuebao*, **5**, nr. 2, 1987, p. 55–60.

[39] Tang Dingxiang, Song Reniyng *Zhongguo Xitu Xuebao*, **3**, nr. 3, 1985, p. 38–43.
[40] Zhuravlev, V. I. *Izv. V.U.Z., Ţvetn. Met.*, nr. 4, 1984, p. 71–75.
[41] Goldshtein, S. L., Raspopin, S. P. *Izv. V.U.Z., Khim. Khim. Tekhnol.*, **20**, nr. 7, 1977, p. 1 096–1 097.
[42] Yamshchikov, L. F., Lebedev, V. A., Nichkov, I. F. *Ţvetn. Met.*, nr. 8, 1978, p. 64–66.
[43] Vasin, B. D., Ivanov, V. A., Prokofiev, A. V., Raspopin, S. P. Izv. V.U.Z., Ţvetn. Metl., nr. 1, 1987, p. 122–124.
[44] Zhao Minshou *Zhongguo Xitu Xuebao*, **1**, nr. 2, 1983, p. 41–46.
[45] Zhao Yifa, Wang Ling, Liu Woyuan *Zhongguo Xitu Xuebao*, **5**, nr. 3, 1987, p. 25–30.
[46] Ito, K., Wakamura, E. JP Kokai Tokkyo Koho, JP-61 270, 384 (Cl C 25 C 3/36), 29 nov., 1986.
[47] Sean, F., Bartholde, G. Eur. Pat. Appl. EP-184, 515 (Cl C 25 C 3/100) 11 iun. 1986.
[48] Sean, F. M. *Proc-Electrochem. Soc.* **87–7**, 1987 p. 835–845.
[49] Tateiwa, A. Jpn. Kokai Tokkyo Koho, JP-62 20, 892 (Cl C 25 C 3/36).
[50] Ito, K., Watanabe, Y., Wokamura, E., Toyoshima, M. Jpn. Kokai Tokkyo Koho, JP-61 253, 391, 11 nov. 1986.
[51] Nakamura, E., Ito, K. Jpn. Kokai Tokkyo Koho, JP-61, 62 146, 293 (Cl C 25 C 3/34), 30 iun. 1987.
[52] Shen Shiying, Hon Enliu *Zhongguo Xitu Xuebao*, **4**, nr. 1, 1986, p. 13–18.
[53] Moriyama, H., Yajima, K. *J. Nucl. Sci. Technol.*, **21**, nr. 12, 1984, p. 949–958.
[54] Bratland, D., Schneider, K.A.G. *Electrochim. Acta*, **27**, nr. 9, 1982, p. 1 253–1 257.

Aspecte privind separarea particulelor solide indezirabile din fluidele de foraj prin decantare

Ing. **Victoria-Speranţa Popescu**
Ing. **Maria Popescu**
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Metodele actuale de combatere a creşterii concentraţiei de particule solide din fluidele de foraj se pot clasifica în trei categorii:

a) metode de prevenire a dispersării detritusului argilos;

b) metode primare de eliminare a particulelor solide;

c) metode de corecţie a concentraţiei de particule solide.

Prin metodele preventive se urmăreşte împiedicarea dispersării detritusului argilos, cel puţin pe durata transportului pînă la suprafaţa terestră, în vederea îndepărtării lui din fluid prin mijloace mecanice. Aceste metode nu exclud pe cele primare.

Metodele primare, cu excepţia cernerii, se bazează pe sedimentarea particulelor solide într-un cîmp gravitaţional sau centrifugal.

Metodele de corecţie sau ameliorare completează separarea particulelor solide cu mijloace primare prin diluţie cu fază externă sau scoaterea din sistem a unei părţi din particulele solide nedorite.

Separarea particulelor solide din fluidele de foraj are la bază o parte din procesele de separare a solidelor din lichide care se pot sintetiza prin următoarea schemă:

Procese de separare a particulelor solide din fluidele de foraj

↓

Prin sedimentare ↓ Prin cernere

↓

În cîmp gravitaţional ↓ În cîmp centrifugal

Aspecte privind mişcarea unui fluid în prezenţa unor corpuri solide

Cînd un fluid curge peste corpuri solide imersate în el, fluidul întîmpină o rezistenţă la curgere datorită tensiunilor tangenţiale (rezistenţa la suprafaţă R_s) şi presiunii pe care fluidul o exercită asupra pereţilor solizi (rezistenţa de formă R_f), rezistenţa totală fiind determinată de suma acestor componente integrate pe toată suprafaţa corpului solid.

Determinarea acestei rezistenţe s-a putut efectua pentru cazul curgerii laminare; în acest caz ea este definită pentru condiţia:

$$Re_p < 0{,}1, \tag{1}$$

unde:

$$Re_p = \frac{d_p / w_s \rho}{\eta},$$

d_p este diametrul particulei;
w_s — viteza uniformă de mişcare a fluidului (departe de particulă);
ρ, η — densitatea, respectiv viscozitatea fluidului.

În acest scop se consideră un fluid incompresibil care se apropie de sfera solidă cu viteza uniformă w_s, în direcţia z(fig. 1).

La suprafaţa sferei, în orice punct acţionează forţe normale (datorită presiunii) şi forţe tangenţiale (datorite viscozităţii) vitezele normale şi tangenţiale trebuie să fie nule. Forţa totală care se exercită asupra particulei sferice se calculează prin integrarea forţelor normale şi tangenţiale de-a lungul suprafeţei. Pentru curge-

rea la $Re_p < 0{,}1$, forţele tangenţiale implicate sînt mai mari decît forţele de inerţie, astfel că acestea din urmă se pot omite din ecuaţia mişcării fluidelor.

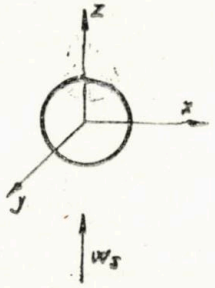


Fig. 1. Curgerea uniformă a unui fluid în jurul unei sfere.

În aceste condiţii, ecuaţiile mişcării şi continuităţii vor avea forma :

$$\nabla p = Q\eta\nabla^2 v, \tag{2}$$

unde :

$$(\nabla\vec{v}) = 0, \tag{3}$$

$$\nabla = \vec{i}\frac{\partial}{\partial x} + \vec{\gamma}\frac{\partial}{\partial y} + \vec{K}\frac{\partial}{\partial z}. \tag{4}$$

Rezolvarea acestor relaţii este complicată, întrucît la curgerea unui lichid în jurul unei sfere solide sînt implicate linii de curent curbe. Pentru reducerea numărului de variabile independente, la două s-au folosit coordonatele sferice.

Din distribuţia presiunii, prin integrare de-a lungul suprafeţei sferei, se obţine forţa de plutire, F_A forţa lui Arhimede şi rezistenţa de formă R_f, respectiv forţa rezultantă în direcţia normală care va fi :

$$F_r = F_A + R_f = \frac{4}{3}\pi r_p^3\rho g + 2\pi r_p\eta w_s, \tag{5}$$

unde :

r_p este raza particulei.

Prin integrarea forţelor tangenţiale se obţine forţa de frecare tangenţială R_s, adică :

$$R_s = 4\pi r_p\,\eta\,w_s. \tag{6}$$

Prin însumarea relaţiilor (4) şi (5) se obţine forţa totală netă F, pe care fluidul o exercită asupra sferei, adică :

$$F = F_A + R_f + R_s = \frac{4}{3}\pi r_p^3\,\rho g + 2\pi r_p\,\eta\,w_s + 4\pi r_p\,\eta\,w_s. \tag{7}$$

Din relaţiile (5) ; (6) şi (7) rezultă că rezistenţa la înaintare, pe care o întîmpină un fluid la curgerea în jurul unui corp solid sferic, este determinată atît de rezistenţa de suprafaţă, cît şi de rezistenţa de formă, respectiv :

$$R_t = R_s + R_f = 6\pi r_p\eta w_s = 3\pi d_p\eta w_s. \tag{8}$$

Ecuaţia (8) este cunoscută sub numele de legea lui Stokes. Datele experimentale au confirmat valabilitatea legii lui Stokes pînă la $Re_p \leqslant 2$. Cînd particula solidă are dimensiuni foarte mici, apropiate de lungimea drumului liber mediu al moleculelor, presupunerea că fluidul este un mediu continuu nu mai este pe deplin justificată şi datele experimentale nu mai verifică suficient de exact legea lui Stokes. Pentru a se ţine seama de această situaţie, în ecuaţia (8) trebuie introdus un factor de corecţie C_h, denumit factorul de corecţie al lui Cunningham, a cărui valoare este cuprinsă între 1,3 şi 2,3, respectiv :

$$R_t = 3\pi\ d_p\eta w_s/C_h. \tag{9}$$

Ţinînd seama de relaţia prin care se defineşte coeficientul de rezistenţă la înaintare C_t :

$$C_t = \frac{2R_t}{A_p\rho w_s^2} = \frac{8R_t}{\pi d_p^2\rho w_s^2}, \tag{10}$$

în care se înlocuieşte R_t prin expresia dată de ecuaţia (8) şi se obţine :

$$C_t = \frac{24\eta}{d_p w_s\rho} = \frac{24}{Re_p}. \tag{11}$$

Cu creşterea numărului Re_p, grosimea stratului limită în jurul particulei creşte, iar stratul se separă cu formarea zonei turbulente în spatele particulei, ceea ce determină scăderea coeficientului de rezistenţă la înaintare, pentru ca la valori foarte mari ($\simeq 1{,}5 \cdot 10^5$) stratul limită să devină turbulent cu descreşterea bruscă a valorii coeficientului de rezistenţă la înaintare sub 0,1 ; de la valori $Re_p > 3 \cdot 10^5$, valoarea acestui coeficient rămîne practic constantă. Pentru $Re_p > 2$ nu s-au putut stabili corelări analitice între C_t şi Re_p, datele din figura 2 fiind rezultatul unui număr mare de studii experimentale.

Pentru particule avînd alte forme decît cea sferică, este necesar să se specifice forma, dimensiunile şi orientarea lor faţă de direcţia de curgere, în scopul determinării ariei proiectate a acesteia A_p, pe planul normal la direcţia de curgere.

Separarea particulelor solide în cîmp gravitațional

Pentru stabilirea unor relații cantitative în cazul mișcării uniforme a unei particule solide printr-un fluid, se consideră modelul care îndeplinește condițiile : particula are formă sferică, mișcarea sa este uniformă, unidirecțională și individuală, iar fluidul este în repaus.

Pentru ca să aibă loc mișcarea particulei într-un fluid imobil, este necesar să existe o diferență de densitate între densitatea particulei ρ_p și a fluidului ρ, iar asupra corpului solid să acționeze o forță exterioară (gravitațională, centrifugă etc.).

Cînd forța exterioară este cea gravitațională, asupra particulei solide acționează trei forțe, și anume :

— forța exterioară :

$$F_g = \frac{4}{3}\pi\left(\frac{d_p}{2}\right)^3 \rho_p g ; \tag{12}$$

— forța de plutire :

$$F_A = \frac{4}{3}\pi\left(\frac{d_p}{2}\right)^3 \rho g ; \tag{13}$$

— rezistența la înaintare :

$$R_i = C_i \frac{\pi d_p^2}{4}\frac{\rho w_s^2}{2}. \tag{14}$$

Mișcarea este unidirecțională cînd liniile de acțiune ale forțelor care acționează asupra particulei sînt coliniare. Din bilanțul acestor forțe rezultă :

$$w_s = \left[\frac{4}{3}\cdot\frac{g d_p(\rho_p - \rho)}{C_i \rho}\right]^{1/2}. \tag{15}$$

Pentru calcularea vitezei uniforme w_s (denumită și viteză de sedimentare) este necesar să se cunoască valoarea coeficientului de rezistență la înaintare C_i.

Pentru $Re_p \leqslant 2$, dacă în ecuația (15) se introduce expresia coeficientului de rezistență la înaintare dată de relația (14), se obține :

$$w_s = \frac{d_p^2(\rho_p - \rho)g}{18\eta}. \tag{16}$$

Ecuația (16) este cunoscută sub numele de legea lui Stokes, iar domeniul de mișcare în care este aplicabilă este domeniul legii lui Stokes.

Pentru zona $2 < Re_p < 1\,000$, cunoscută sub numele de domeniul lui Allen, este aplicabilă următoarea relație empirică :

$$C_i = 18{,}5\ Re_p^{-0{,}6}. \tag{17}$$

În zona $1\,000 < Re_p < 100\,000$, cunoscută sub numele de domeniul legii lui Newton, coeficientul de rezistență la înaintare are o valoare practic constantă, respectiv :

$$C_i = 0{,}44. \tag{18}$$

Determinarea vitezei de sedimentare cu ajutorul relației (15) se poate face numai prin aproximări succesive, pentru diferite ipoteze ale vitezei w_s, pînă la verificarea ipotezei.

Pentru calculul direct al vitezei w_s, se prezintă o metodă în care coeficienții C_i și Re_p se corelează cu criteriul lui Arhimede A_r, modificat pentru aceste condiții sub forma :

$$A_r = \frac{d_p^3 \rho^2 g}{\eta^2}\frac{\rho_p - \rho}{\rho}. \tag{19}$$

Dacă în ecuația (15) se înlocuiește w_s cu raportul care rezultă din relația de definire a numărului Re_p, se explicitează pentru C_i și se ține seama de (19), se obține :

$$C_i = \frac{4}{3}\frac{A_r}{(Re_p)^2}. \tag{20}$$

Pentru fiecare domeniu de curgere, ecuația (20), împreună cu relațiile caracteristice (11); (17) și (18), permit stabilirea următoarelor funcții :

— pentru domeniul legii lui Stokes ($A_r \leqslant 18$) :

$$Re_p = \frac{A_r}{18}; \tag{21}$$

— pentru domeniul lui Allen ($18 < A_r < 84\,000$) :

$$Re_p = \left(\frac{A_r}{13{,}9}\right)^{0{,}715}; \tag{22}$$

— pentru domeniul legii lui Newton ($84\,000 < A_r < 7{,}4 \cdot 10^9$) :

$$Re_p = 1{,}71\ A_r^{0.5}. \tag{23}$$

Limitele celor trei domenii, exprimate în valori ale numărului lui Arhimede, s-au obținut cu ecuațiile (21); (22) și (23), în care Re_p s-a înlocuit prin valorile care limitează domeniile respective.

Toate relaţiile prezentate au fost stabilite pentru condiţiile mişcării uniforme, individuale, neinfluenţată de prezenţa altor particule solide de formă sferică.

Sedimentarea este încă un proces complex, fiind determinat de un număr mare de factori (tab. 1).

Tabelul 1

Factori care influenţează sedimentarea

Factori referitori la suspensie	Concentraţia fazei solide; cantitatea sau debitul suspensiei; timpul scurs, din momentul formării ei; temperatura suspensiei
Factori referitori la faza lichidă	Natura fazei lichide; densitatea; viscozitatea; concentraţia în electroliţi.
Factori referitori la faza solidă	Natura fazei solide; densitatea; granulometria; structura fazei solide (grăunţoasă, negrăunţoasă, coloidală etc); tendinţa de aglomerare
Factori referitori la operaţia de sedimentare	Viteza de sedimentare, curba de sedimentare, durata sedimentării; adaosuri; funcţionare continuă, discontinuă sau mixtă; mod de evacuare a solidelor; tipul decantorului
Factori referitori la produsele rezultate	Concentraţia fazei solide în lichidul decantat; concentraţia fazei lichide în precipitat.

Sedimentarea sistemelor cu particule solide granulare este guvernată, în principiu, de legile mişcării corpurilor prin fluid, respectiv de relaţia (15), iar pentru domeniul de aplicare a legii lui Stokes — cazul cel mai frecvent întîlnit practic — de relaţia (16).

La limita de aplicare a legii lui Stokes ($Re_p = 2$), se obţine valoarea maximă a diametrului particulelor $d_{p,c}$, adică valoarea critică a diametrului particulelor pentru care, în condiţii date, este aplicabilă legea lui Stokes, respectiv :

$$d_{p,c} = \left[\frac{36\,\eta^2}{g(\rho_p - \rho)\rho}\right]^{1/3}. \qquad (24)$$

Din examinarea relaţiei (15) rezultă că pentru a mări viteza de sedimentare trebuie acţionat în sensul creşterii diametrului particulelor, a diferenţei de densitate a celor două faze şi a scăderii viscozităţii fazei continue. Asupra diametrului particulelor se poate acţiona prin folosirea unor adaosuri care determină floculareа particulelor mici; asupra diferenţei de densitate se acţionează prin diluare, iar fluidizarea se face pe seama diluării sau aditivării cu reducători de viscozitate.

a. Cînd forma particulelor diferă de cea sferică, este necesar să se cunoască mărimea şi forma geometrică a particulelor, precum şi orientarea lor faţă de direcţia de mişcare.

În figura 2 s-au prezentat curbele care arată variaţia coeficientului de rezistenţă la înaintare

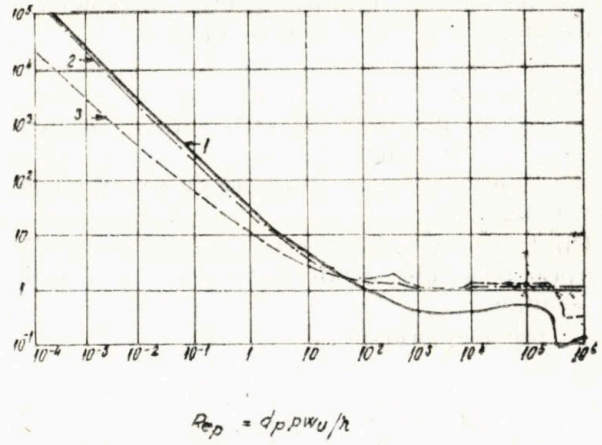


Fig. 2. Coeficientul de rezistenţă la înaintare pentru particule sferice, cilindrice şi în formă de disc.

C_i cu numărul Reynolds pentru particulele solide în formă de discuri şi cilindrice orientate cu axa normal pe direcţia de curgere. În cazul mişcării uniforme a unor corpuri solide nesferice printr-un fluid, orientarea particulelor se schimbă, permanent, schimbare care are loc cu un consum suplimentar de energie, ceea ce determină valori mai mari ale coeficientului C_i, respectiv ale rezistenţei la înaintare şi deci viteze de sedimentare mai mici în comparaţie cu cele ale corpurilor sferice. În figura 3

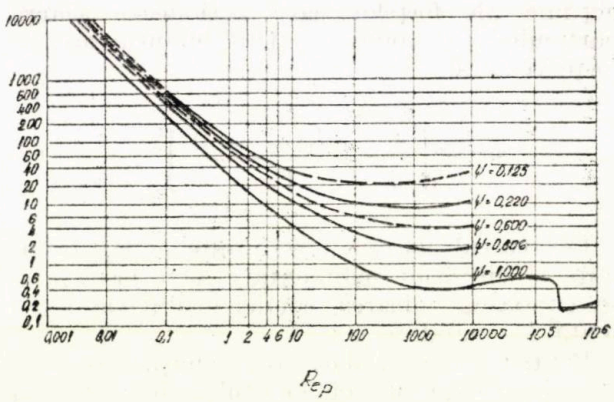


Fig. 3. Influenţa factorului de sfericitate ψ asupra coeficientului de rezistenţă la înaintare C_i.

se prezintă funcţia $C_i = f(Re_p, \psi)$ pentru diferite valori ale factorului de sfericitate ψ, definit de raportul d_v^2/d_s^2, unde d_v este diametrul unei sfere cu acelaşi volum ca al particulei şi d_s este diametrul unei sfere cu aceeaşi arie exterioară ca a particulei.

b. Cînd în sistem există un număr mare de particule, prezenţa particulelor vecine exercită un efect de frînare asupra particulei considerate, ceea ce determină o scădere a vitezei, respectiv o creştere a lui C_t. Acest efect este cu atît mai mare, cu cît concentraţia volumică a fazei solide în sistemul eterogen este mai mare.

Pe baza a datelor experimentale, Zenz, Steinour şi alţii, au propus corelaţii între viteza de sedimentare a unei particule singulare w_s şi viteza de sedimentare simultană a particulelor $w_{s,s}$.

În figura 4 se prezintă corelaţia dintre coeficientul de corecţie a_1, cu care trebuie înmulţită viteza w_s pentru obţinerea vitezei $w_{s,s}$.

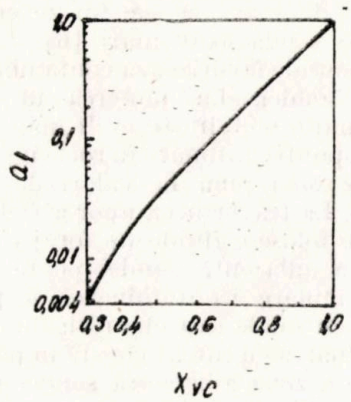


Fig. 4. Coeficientul de corecţie la sedimentarea simultană a particulelor solide.

Coeficientul de corecţie este exprimat funcţie de concentraţia volumică a fazei fluide $X_{v,c}$.

c. Pentru cazul în care particulele solide se depun (sub influenţa cîmpului de forţe gravitaţionale) într-un fluid care se află el însuşi în mişcare, în altă direcţie decît cea de deplasare a particulei, viteza de sedimentare în acest caz $w_{s,r}$ va fi determinată de diferenţa dintre viteza de sedimentare w_s calculată şi componenta verticală v_v a vitezei de deplasare a fluidului respectiv.

$$w_{s,r} = w_s - w_v. \tag{25}$$

În literatura de specialitate se prezintă unele relaţii pentru cazul mişcării bidimensionale de o formă care complică analiza mişcării şi au o importanţă practică mai redusă.

Concluzii

1. Procesul de separare prin decantare, sub aspectul eficienţei, este condiţionat de proprietăţile fluidului de foraj, concentraţia de solide şi granulaţia acestora, de diferenţa de densitate a fluidului şi a solidelor, de dimensiunile decantorului etc.

2. Elementele menţionate mai sus vor sta la baza proiectării decantorului, al cărui rol, în fluxul procesului de curăţare a fluidelor de foraj, constituie cea de-a doua treaptă de separare, prima făcîndu-se prin sitele vibratoare. De obicei dimensionarea acestuia trebuie să ţină seama şi de eventualitatea defectării sitelor vibratoare, caz în care va prelua şi rolul acestora.

Bibliografie

[1] Creţu, I. *Hidraulică generală şi subterană.* Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1971.

[2] Soare, S. *Procese hidrodinamice.* Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1979.

[3] Bratu, Em. A. *Operaţii şi utilaje în industria chimică.* Vol. I, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1969.

Particularități la deschiderea și traversarea prin foraj a stratelor colectoare de gaze

Șef lucr. dr. ing. **N. Niculescu**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Pentru săparea sondelor de gaze se folosesc aceleași tehnologii ca la sondele de țiței, cu unele particularități, la deschiderea și traversarea stratelor colectoare de gaze, impuse de caracteristicile fizico-chimice și mineralogice ale acestor strate.

Dacă în timpul traversării stratului colector de gaze se lucrează la presiuni diferențiale sondă-strat mici sau chiar la echilibru, există pericolul contaminării fluidului de foraj cu gaze. Gazele pot pătrunde în fluidul de foraj ca urmare a dislocării rocii de către sapă, prin difuzie în porțiunea găurii de sondă aflată imediat deasupra sapei și care nu a fost încă colmatată și prin efuziune, gazele strecurîndu-se în masa fluidului de foraj prin crusta de colmatare care se comportă ca o membrană mai mult sau mai puțin permeabilă. Gazele pătrunse în fluidul de foraj pot fi libere sub formă de bule, absorbite în fluidul de bază al fluidului de foraj sau adsorbite la suprafața solidelor din fluidul de foraj. Efectele contaminării fluidului de foraj cu gaze sînt : scăderea masei specifice a fluidului de foraj, creșterea viscozității și creșterea volumului fluidului în sistemul de circulație. Scăderea masei specifice a fluidului de foraj provoacă o micșorare a presiunii din sondă și deci o intensificare în continuare a contaminării cu gaze. Creșterea viscozității este explicată în special prin adsorbirea gazelor la suprafața solidelor din fluidul de foraj, mărindu-le diametrul aparent din care cauză fluidul se va comporta ca un fluid cu o dispersie necorespunzătoare sau ca un fluid cu solide în exces. Susceptibilitatea fluidului la contaminarea cu gaze este dată de capacitatea de absorbție și de adsorbție. Dacă solubilitatea gazelor în fluidul de bază al fluidului de foraj este mare, capacitatea de absorbție este mare și fluidul de foraj este susceptibil contaminării cu gaze absorbite. Dacă dimensiunile solidelor din fluidul de foraj sînt mici, deci, dacă aceste solide prezintă suprafață specifică mare, atunci și capacitatea de adsorbție este mare. Deci fluidele de foraj cu solide de dimensiuni coloidale sînt mai susceptibile la contaminarea cu gaze adsorbite. Fenomenele sînt foarte complexe [4] și prezentarea lor pe larg ar depăși cadrul prezentei lucrări.

Degazificarea fluidelor de foraj contaminate cu gaze este o operație costisitoare și dificilă. Gazele libere din fluidul de foraj pot fi eliminate cu ajutorul elementelor instalațiilor de curățare a fluidului de foraj (site vibratoare, hidrocicloane) [5 ; 7], dar gazele adsorbite și absorbite se elimină foarte greu și în timp, astfel încît în cele mai multe cazuri continuarea forajului nu este posibilă decît după prepararea unui alt fluid de foraj. Pentru a se evita contaminarea fluidului de foraj cu gaze există tendința ca în timpul traversării stratelor colectoare de gaze să se foreze cu presiuni diferențiale sondă-strat mari [6]. Aceste presiuni diferențiale favorizează contaminarea zonei adiacente sondei. La punerea în zăcămînt, gazele, avînd o mobilitate mult mai mare decît a țițeiului, pot fi cantonate în roci cu permeabilități foarte mici pînă la valori de ordinul a cîțiva mD. La traversarea unor astfel de strate, dacă nu se folosesc fluide de foraj corespunzătoare, zona adiacentă sondei poate fi blocată prin contaminare. Contaminarea se poate face cu filtrat, cu solide sau chiar cu fluid de foraj.

Contaminarea cu filtrat constă în pătrunderea filtratului în zona adiacentă sondei în rețeaua de canale capilare a rocii colectoare ca urmare a diferenței de presiune sondă-strat. Raza de contaminare cu filtrat este cu atît mai mare, cu cît diferența dintre presiunea în sondă și presiunea fluidelor din strat este mai mare. Zona invadată de filtrat reprezintă un blocaj pentru curgerea fluidelor prin efectul Jamin. Acesta constă în apariția unor presiuni p_{Jamin} pentru fiecare menisc interfacial într-un capilar [1 ; 7] avînd valoarea dată de relația :

$$p_{Jamin} = \frac{2\sigma \cos\theta}{r}, \qquad (1)$$

în care :

- σ este tensiunea interfacială lichid-gaz ;
- θ — unghiul de udare măsurat la suprafața solidului la planul tangent la menisc de partea fazei mai dense ;
- r — raza canalului în care se găsește meniscul.

Dacă în canal se formează o succesiune de meniscuri însemnînd alternanțe de dopuri de faze diferite, filtrat și gaze, alternanță ușor de realizat în condițiile gradului mare de interconexiune al canalelor capilare dintr-o rocă reală, efectul diferenței de presiune capilară este proporțional cu frecvența dopurilor. Pentru deplasarea unei succesiuni de dopuri lichide, cu frecvența n dopuri pe unitatea de lungime, este necesar un gradient cu valoarea :

$$grad\ p_{Jamin} = \frac{2\sigma}{r} \cdot n\,(\cos\theta_r - \cos\theta_p), \qquad (2)$$

unde :

θ_r și θ_p sînt unghiurile de udare regresiv și, respectiv, progresiv, celelalte notații avînd semnificațiile prezentate mai sus.

Unghiurile de udare pentru două meniscuri succesive într-un capilar în care sensul de curgere este indicat de săgeată sînt prezentate în figura 1. Unghiurile notate cu θ_e reprezintă unghiul de udare la echilibru.

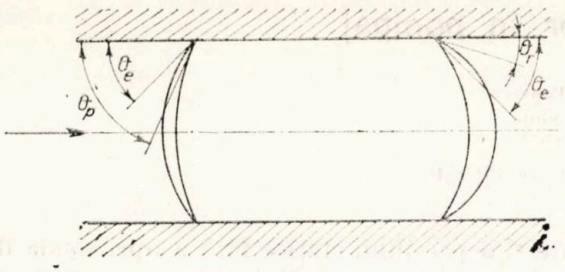


Fig. 1

Deplasarea succesiunii de dopuri este posibilă numai dacă se aplică un gradient de presiune motor mai mare decît grad p_{Jemin} dat de relația (2). Această problemă a fost studiată pe modele de roci de tipul Iffly-Manolescu [2]. Spre exemplu, într-un capilar alcătuit dintr-o succesiune de conuri, G. Manolescu subliniază că, în cazul prezenței a două faze, acestea tind să se fragmenteze, încît faza mai umezitoare să ocupe, la limită, chiar ca o diafragmă, fiecare gîtuitură, rezultînd că frecvența dopurilor este egală cu frecvența gîtuiturilor. În cazul rocilor reale variațiile secțiunii de curgere a capilarelor sînt mult mai mari și cu frecvență incomparabil mai mare decît în modelul studiat. Efectul construcțiilor la care se adaugă influența interconexiunilor canalelor capilare din rocile reale este responsabil de formarea în zona adiacentă sondei a unui număr enorm de meniscuri interfaciale [8 ; 9]. Pentru deplasarea acestor meniscuri sînt necesari gradienți de presiune motori atît de mari, încît practic nu pot fi realizați în timpul operațiilor de punere în producție. Stabilitatea acestor meniscuri este cu atît mai mare, cu cît diferența între proprietățile celor două faze fluide este mai mare.

Dacă în roca invadată cu filtrat sînt prezente minerale argiloase, iar filtratul este o soluție apoasă, argilele umflă și micșorează permeabilitatea absolută a rocii. Pentru înlăturarea efectelor blocajului se fac tratamente chimice. Dificultatea constă în faptul că zona contaminată este inaccesibilă și pentru substanțele de tratare. S-au obținut uneori rezultate slabe și neconcludente, chiar, după operații repetate de tratare chimică și *reperfirări* [3 ; 7 ; 8 ; 9]. Pentru că, în condițiile tehnice actuale, nu se poate executa traversarea stratelor colectoare de gaze în absența contaminării cu filtrat [6], singura soluție rămîne să se facă traversarea stratului productiv astfel,încît raza de contaminare cu filtrat să fie mai mică decît distanța de pătrundere a proiectilelor de perforare, iar perforarea să se facă cu fluide necontaminate.

Contaminarea cu solide se mai numește și contaminare prin colmatare. Solidele pătrund în canalele rocii colectoare dacă dimensiunile acestora sînt mai mari decît diametrul solidelor din fluidul de foraj. De regulă, astfel de contaminări se produc la utilizarea fluidelor cu solide de dimensiuni coloidale la care diametrul solidelor este mai mic de 0,1 μm. Crusta de colmatare (turta) care se formează pe pereții sondei împiedică pătrunderea solidelor adînc în zona adiacentă. De altfel, formarea crustei de colmatare reduce și contaminarea cu filtrat. Cu cît permeabilitatea turtei este mai mică, cu atît raza de contaminare cu filtrat este mai mică. Din această cauză la deschiderea și traversarea stratului productiv se urmărește realizarea unor fluide de foraj care să formeze cruste de colmatare rezistente, impermeabile de dimensiuni mici și suficient de elastice pentru a nu se deteriora în timpul manevrelor executate cu garnitura de foraj în sondă.

Contaminarea cu fluid de foraj se întîlnește în cazul traversării unor roci colectoare cu permeabilități relativ ridicate și în cazul unor presiuni diferențiale sondă-strat mari.

Dintre aceste trei tipuri de contaminări, contaminarea cu filtrat este mai greu de combătut. La aceasta se adaugă și fenomenele de histereză [1] ale udării, al căror efect crește cu cît timpul de contact între rocă și fluidul contaminat este mai mare.

Efectele contaminărilor prezentate justifică utilizarea, pentru deschiderea și traversarea stratelor colectoare de gaze, a unor fluide speciale, chiar dacă la prima vedere costul lor ar părea prohibitiv. Nu se poate neglija faptul că blocajele pot fi uneori atît de stabile, încît realizarea comunicației între sondă și stratul deschis este definitiv compromisă.

Bibliografie

[1] Manolescu, G., Soare, E. *Fizico-chimia zăcămintelor de hidrocarburi*. Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1981.

[2] Manolescu, G., Soare, E. *Contribuții la cunoașterea mecanismului dezlocuirii cu fază imiscibilă în medii poroase la scară microscopică*. Buletinul I.P.G.G., Vol. XX, București, 1973.

[3] Niculescu, N. *Utilizarea de fluide speciale în timpul operațiilor de perforare*. C.C.S., nr. 9, 1988, I.P.G. Ploiești.

[4] Schiopescu, Al. *Chimie generală.* I.P.G. Ploiești, 1988.

[5] Horhoianu, Gh. *Fluide de foraj și izolare.* I.P.G. Ploiești, 1979.

[6] Macovei, N. *Hidraulica forajului.* Ed. Tehnică, București, 1981.

[7] Niculescu, N. *Tehnologia extracției și prelucrării gazelor* I.P.G. Ploiești, 1989.

[8] Niculescu, N. *Some microscale aspects of immiscible displacement in capilaries with a small degree of interconnection.* Buletinul I.P.G., vol. XXXVII, nr. 1, p. 26—48, Ploiești, 1986.

[9] Niculescu, N. *Some microscale aspects of immiscible displacement in channels with high degree of interconnection.* Buletinul I.P.G., vol. XXXVIII, nr. 2, p. 23—32, Ploiești, 1986.

Cercetarea sondelor în pompaj

Conf. dr. ing. **C. Popescu**
Șef. lucr. ing. **P. Coloja**
Asist. ing. **C. Nicolescu**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

În afara operațiilor de dinamometrare și etalonare a sondelor în pompaj, pentru efectuarea unui studiu de detaliu și a unei proiectări corecte a acestora este necesar să se cunoască nivelul dinamic H_d (în funcție de care se stabilește adîncimea de fixare a pompei), presiunea de fund p_f și presiunea de strat p_c. Pe baza relației $Q = IP(p_c - p_f)$ se determină și indicele de productivitate.

Stabilirea corectă a acestor parametri se poate face cu ajutorul unui manometru de fund atașat la pompa P sau la supapa fixă a pompei TB. Cu ajutorul relației anterioare se determină IP, dacă p_c este cunoscut, sau prin scrierea relației de două ori — pentru două debite — se pot afla atît IP, cît și p_c, în cazul cînd sonda nu are gaze. Inconvenientul acestei metode constă în faptul că necesită două manevre ale garniturii de prăjini de pompare pentru introducerea și apoi extragerea manometrului.

Se poate utiliza, de asemenea, un manometru de fund introdus cu sîrmă în spațiul inelar dintre coloană și țevi. Acest mod de lucru necesită un spațiu mare între țevi și coloană; în plus, în sondele deviate manometrul se poate bloca în locul unde țevile de extracție vin în contact cu coloana.

O altă metodă folosită pentru determinarea nivelului de lichid în spațiul inelar o constituie folosirea ecometrului. Aparatul dă rezultate bune dacă în sondă există un nivel de lichid bine conturat (oglindă de lichid). Dacă sonda are gaze, lichidul din spațiul inelar este barbotat de gazele care se scurg spre suprafață și — ca urmare — nu se poate stabili un nivel de lichid sau nu se poate cunoaște presiunea de fund.

În cele ce urmează se va prezenta o metodă pentru stabilirea nivelului dinamic la sondele în pompaj cu prăjini. Această metodă permite totodată determinarea indicelui de productivitate și a presiunii statice fără a opri sonda din producție, indiferent dacă aceasta are gaze sau nu, indiferent dacă este verticală sau deviată.

Procedeul de lucru presupune ca, în timpul cercetării sondei, extracția lichidului să se facă prin pompaj intermitent, iar în cazul prezenței gazelor reclamă existența unui separator de fond, astfel ca în pompă să nu pătrundă gaze. Acest lucru este necesar, deoarece pompa trebuie să funcționeze cu același randament volumetric, chiar dacă nivelul de lichid în coloană scade și se modifică presiunea de aspirație.

Avînd în vedere perioade de acumulare scurte și succesive — perioada de 30 . . .120 minute — se poate afirma, conform figurii 1, că debitul de lichid care pătrunde din strat în sondă este dat de relația:

$$Q = IP\left(p_c - \frac{h + \Delta h}{2}\gamma\right), \text{ m}^3/\text{zi}. \qquad (1)$$

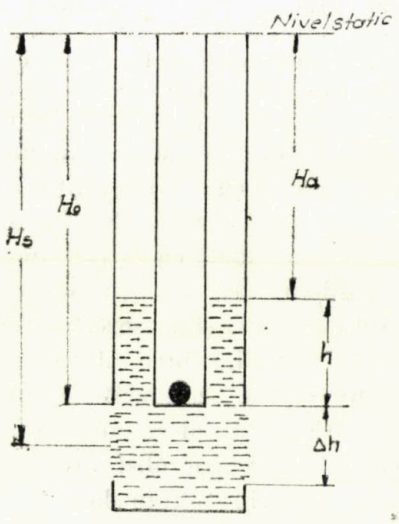


Fig. 1

Volumul care se acumulează în spațiul inelar al sondei de secțiune A este:

$$Ah = IP\left(p_c - \frac{h + \Delta h}{2}\gamma\right)\frac{t_f}{1\,440}\text{m}^3, \quad (2)$$

unde:

t_a este timpul de acumulare în minute.

Pe de altă parte, admițînd aceeași presiune de fund medie în timpul funcționării instalației de pompare și al scăderii nivelului de lichid de la H_a la H_0 (fig. 1), rezultă:

$$Ah + IP\left(p_c - \frac{h + \Delta h}{2}\gamma\right)\frac{t}{1\,440} = V_p, \quad (3)$$

t_f fiind timpul de funcționare în minute, iar V_p volumul de lichid pompat (produs) în timpul funcționării instalației de pompare, în m³.

Al doilea termen din stînga relației (3) reprezintă volumul de lichid produs de sondă în perioada de funcționare a instalației.

Explicitînd expresia $IP\left(p_c - \frac{h + \Delta h}{2}\gamma\right)$ din relația (2) și introducînd valoarea obținută în relația (3), rezultă:

$$Ah\left(1 + \frac{t_f}{t_a}\right) = V_p. \quad (4)$$

Din relația (4) rezultă valoarea lui h, ceilalți termeni fiind cunoscuți. Determinînd cîteva valori h corespunzătoare unor timpi de acumulare de 30, 60, 90 și 120 minute, se poate determina valoarea presiunii de strat p_c și indicele de productivitate. Se consideră că presiunea dinamică p_f este dată numai de greutatea lichidului. Eroarea este foarte mică (neglijabilă), deoarece gazele se află la presiune mică și deci greutatea lor proprie este și ea foarte mică.

Un factor important de care trebuie să se țină seama este ca timpii de referință pentru perioadele de acumulare și funcționare, t_a și t_f, să fie apropiați și, așa cum s-a arătat mai sus, și scurți; diferență $\pm 20\%$, deoarece se face o aproximare lineară pentru valoarea presiunii medii de fund. Procedînd astfel se obțin rezultate foarte exacte. Condiția de mai sus nu este atît de necesară la sondele cu indici de productivitate mici (tab. 1).

Ținînd seama de condiția enunțată rezultă o presiune medie ponderată cu timpul aproximativ egală pentru perioada de acumulare și cea

Tabelul 1

$H_{inst} = 110$ m; $Q_{inst} = 2{,}16$ m³/zi

t_a, min.	$h_{real} = H_0 - H_a$, m din rel. (5)	t_f, min. din rel. (6)	V_{pompat} (V_p), m³ din rel. $V_p = \frac{Q_{inst} \cdot t_f}{1\,440}$	h, m din rel. (4)	Debitul, Q produs de sondă, m³/zi
30	2,96	259	0,388	2,96	
60	5,83	459	0,688	5,84	1,908
90	8,62	621	0,931	8,66	
120	11,32	756	1,134	11,42	1,864
150	13,95	872	1,308	14,11	
180	16,50	972	1,458	16,75	
210	18,97	1 061	1,591	19,32	
240	21,37	1 141	1,711	21,86	1,784

$H_{inst} = 170$ m; $Q_{inst} = 3{,}33$ m³/zi

t_a	t_f	V_{pompat} (V_p)	h	Q
30	41,40	0,0957	2,95	
60	80,00	0,1850	5,82	1,903
90	116,00	0,2680	8,60	
120	149,82	0,3464	11,32	1,847
150	181,46	0,4196	13,96	
180	211,33	0,4887	16,52	
210	239,44	0,5537	19,02	
240	266,00	0,6151	21,45	1,750

$H_{inst} = 200$ m; $Q_{inst} = 3{,}92$ m³/zi

t_a	t_s	V_{pompat} (V_p)	h	Q
30	29,10	0,0792	2,95	
60	56,70	0,1543	5,83	1,903
90	82,50	0,2245	8,61	
120	107,12	0,2916	11,32	1,840
150	130,34	0,3548	13,95	
180	152,50	0,4151	16,52	
210	173,40	0,4720	19,00	
240	193,30	0,5262	21,43	1,748

de funcționare și în același timp — ținînd seama de liniarizare — foarte apropiată de presiunile medii reale după care se face ridicarea și coborîrea lichidului în spațiul inelar. De aceea este indicat să se lucreze în special pe baza primelor măsurări (timpi de acumulare și funcționare mici: 30 . . .120 minute).

Cele menționate anterior au rezultat în baza analizei a patru tipuri de sonde, care de altfel acoperă întreaga gamă de variație a lui p_c și IP:

— presiuni de strat mari și indici de productivitate mari sau mici;

— presiuni de strat mici și indici de productivitate mari sau mici.

Tabelul 2

$H_{inst} = 250$ m; $Q_{inst} = 24{,}525$ m³/zi

t_a, min	$h_{real} = H_0 - H_a$, m din rel. (5)	t_f, min din rel. (6)	$V_{pompat}(V_p)$, m³ din rel. $V_p = \frac{Q_{inst} \cdot t_f}{1\,440}$	h, m din rel. (4)	Debitul, Q produs de sondă, m³/zi
30	33,48	293,40	4,996	34,07	
60	62,30	394,95	6,726	65,22	21,28
90	87,09	453,77	7,728	94,04	
120	108,43	493,44	8,410	120,96	19,74
150	126,78	522,21	8,893	145,91	
180	142,58	544,03	9,265	169,36	
210	156,17	561,06	9,555	191,34	
240	167,87	574,74	9,788	212,00	17,29

$H_{inst} = 350$ m; $Q_{inst} = 34{,}335$ m³/zi

t_a	t_f	V_{pompat} (V_p)	h	Q
30	53,10	1,266	33,60	
60	89,60	2,136	62,99	20,56
90	116,43	2,776	88,89	
120	136,95	3,265	112,11	18,29
150	153,06	3,649	132,80	
180	165,95	3,956	151,34	
210	176,42	4,406	168,07	
240	185,00	4,410	183,11	14,91

$H_{inst} = 400$ m; $Q_{inst} = 39{,}24$ m³/zi

t_a	t_f	V_{pompat} (V_p)	h	Q
30	37,94	1,033	33,53	
60	65,66	1,789	62,81	20,50
90	86,77	2,364	88,49	
120	103,30	2,814	111,19	18,40
150	116,96	3,187	131,67	
180	127,91	3,466	149,32	
210	135,98	3,705	165,35	
240	143,23	3,903	179,72	14,65

Presupunînd IP și p_c cunoscute, au rezultat curbele după care se fac acumularea lichidului în timp și scăderea nivelului de lichid în timpul funcționării instalației de pompare (fig. 2) cu ajutorul relațiilor care dau valoarea lui t_a și t_f.

Timpul de acumulare este dat de relația:

$$t_a = \frac{24 \times 60A}{IP \cdot \gamma} \cdot \ln \frac{H_0 - h'}{H_a - h'}, \text{ min.} \qquad (5)$$

h' este corespondentul în metri coloană de lichid din sondă a presiunii gazelor din spațiul inelar al sondei;

h' — o constantă.

Nivelele H_0 (începutul perioadei de acumulare) și H_a (sfîrșitul perioadei de acumulare) sînt măsurate de la linia corespunzătoare nivelului static (fig. 1).

Timpul de funcționare este dat de relația:

$$t_f = \frac{24 \times 60A}{IP \cdot \gamma} \ln \frac{H_{inst} - H_a + h'}{H_{inst} - H_0 + h'}. \qquad (6)$$

H_{inst} corespunde diferenței dintre un p_c și p_f pentru care sonda ar produce debitul notat Q_{inst}.

Debitul cu care trage instalația Q_{inst}, exprimat în funcție de indicele de productivitate al sondei și de o coloană de lichid de înălțime H_{inst}, este dat de relația:

$$Q_{inst} = IP \cdot H_{inst} \cdot \gamma.$$

Se observă din relația (6) că prin mărirea contrapresiunii în spațiul inelar t_f se micșorează.

Pentru ca nivelul de lichid să scadă pînă la sorb trebuie ca $H_{inst} > H_0$, adică debitul instalației să fie mai mare decît debitul sondei cu $p_f = 0$.

Valorile lui h_1, h_2, ..., h_6 reale, obținute la sfîrșitul perioadei de acumulare din relația (5) au fost comparate cu valorile h_1, h_2, ..., h_6 obținute cu relația (4), pe baza cercetării sondei. Rezultatele sînt foarte bune; se obțin valori aproape identice, după cum se observă și din tabelele 1 și 2.

De menționat că valorile lui t_f și V_p au rezultat — cum se observă — și din exemplele care au stat la baza datelor din tabelele 1 și 2, pe baza unor indici de productivitate și presiuni de strat de valori cunoscute.

Tabelul 1 a rezultat conform următoarelor date:

$\gamma = 1$ kgf/dm³ $= 9\,810$ N/m³; $A = 0{,}0136$ m²;

$p' = 0$ ($h' = 0$); $\Delta h = 20$ m; $p_c = 11$ bar;

$$IP = 0{,}196 \frac{\text{m}^3}{\text{zi} \cdot \text{bar}} = 0{,}2 \cdot 10^{-5} \frac{\text{m}^3}{\text{zi} \cdot \text{N/m}^2};$$

$H_s = 110$ m (înălțimea de lichid corespunzătoare nivelului static);

$$H_0 = 110 - 10 = 100 \text{ m}.$$

Tabelul 2 se bazează pe următoarele date: γ, A, p' și Δh, identice cu cele precedente: $p_c = 25$ bar;

$$IP = 0{,}98 \frac{\text{m}^3}{\text{zi} \cdot \text{bar}} = 1 \cdot 10^{-5} \frac{\text{m}^3}{\text{zi} \cdot \text{N/m}^2};$$

$H_s = 250$ m și $H_0 = 240$ m.

În concluzie, pe baza datelor cunoscute prin funcționarea sondei în pompaj intermitent, t_a, t_f și V_p fiind introduse în relația (4), rezultă valorile lui h cu ajutorul cărora se poate reconstitui curba de restabilire a presiunii de fund în timp.

Se observă (fig. 2) că aproximarea lineară atît pentru curba de acumulare, cît și pentru cea de descărcare este cu atît mai fidelă, cu

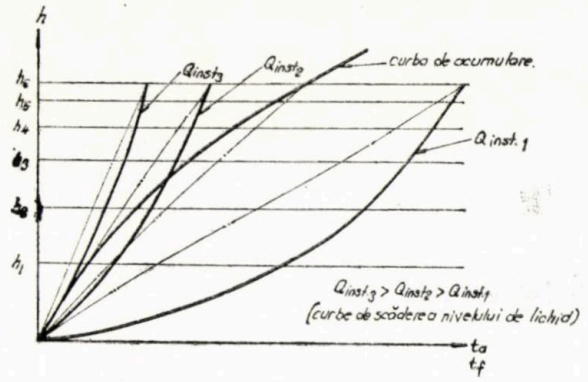


Fig. 2

cît perioadele de acumulare sînt mai scurte și cu cît t_f este mai apropiat de t_a. Se recomandă $t_f = (0{,}8 \div 1{,}2)\ t_a$.

Din tabelele anterioare se mai observă că, dacă sonda funcționează intermitent, rezultă că, pentru a produce mai mult, perioada de acumulare — cum era și normal — trebuie să fie mai scurtă, iar perioada de funcționare să fie mai mare — corespunzător de exemplu unui $Q_{inst} = IP(p_c - 0)$. Se obține astfel o contrapresiune medie ponderată cu timpul, mai mică asupra stratului.

La sonde cu IP mici, aproximativ 0,1—0,2 m³/zi · bar, creșterea producției este nesemnificativă.

La sonde cu IP de 0,5—1 m³/zi · bar se pot obține debite sporite, chiar și cu mai mult de 1 m³/zi. Debitul produs de sondă rezultă din relația:

$$Q = 1\,440\,\frac{V_{pompat}}{t_a + t_f},\ \text{m}^3/\text{zi}.$$

Presiunea de strat se determină pe baza variației lui h în timp, după metoda J. Arps și A. Smith, ținînd seama de cele spuse referitor la t_a și t_f în timpul cercetării sondei. În acest sens se reprezintă grafic $\Delta p/\Delta t = f\ (pres)$ (fig. 3), unde $\Delta p/\Delta t$ reprezintă creșterea presiunii în timpul Δt. Pentru Δt se ia aceeași valoare la fiecare interval, iar $p_1, p_2, \ldots, p_4$ reprezintă presiunea la începutul intervalului de timp Δt. Cele menționate sînt sugestiv redate în figura 4 pentru cele două exemple avute în vedere la alcătuirea tabelelor 1 și 2.

Pe baza datelor din figura 4 rezultă — conform figurii 5 — valoarea lui $p_c = 11{,}2$ bar și respectiv 27,1 bar, citiri apropiate de valorile reale de la care s-a pornit.

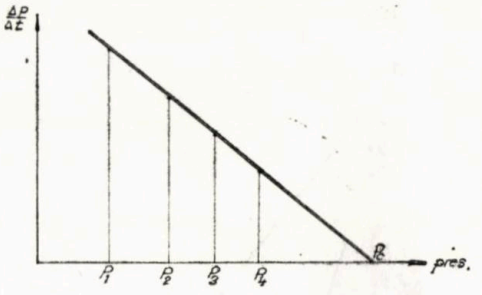


Fig. 3

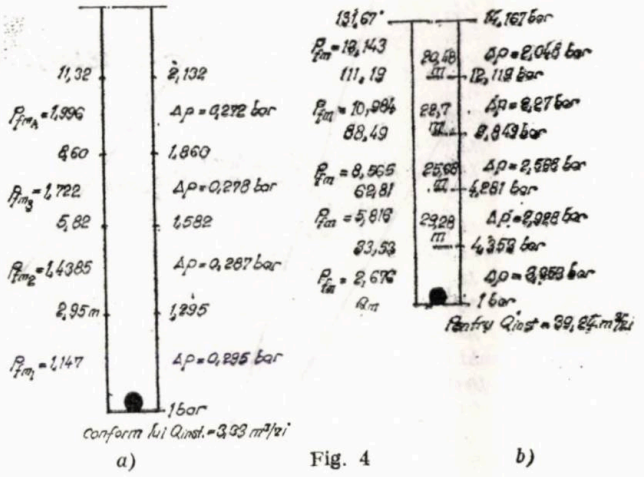


Fig. 4

Pentru determinarea valorii lui IP se are în vedere debitul Q_1 corespunzător primului interval și din relația:

$$Q_1 = IP(p_c - p_{fm_1}),\ \text{m}^3/\text{zi}$$

și, ținînd seama de figurile 1 și 4, rezultă valoarea lui IP.

Q_1 se determină pe baza volumului de lichid acumulat în intervalul de timp respectiv (30 min.) din relația:

$$Q_1 = 1\,440\,\frac{h_1 A}{30}.$$

Debitul Q_2 rezultă din relația $Q_2 =$

$$= 1\,440\,\frac{(h_2 - h_1)A}{30} \cdot p_{fm_1} = \frac{(\Delta h - h_1)\gamma}{2}.$$

Se repetă calculul pentru 2—3 intervale de timp corespunzătoare primelor puncte pe curba de acumulare trasată în urma cercetării sondei

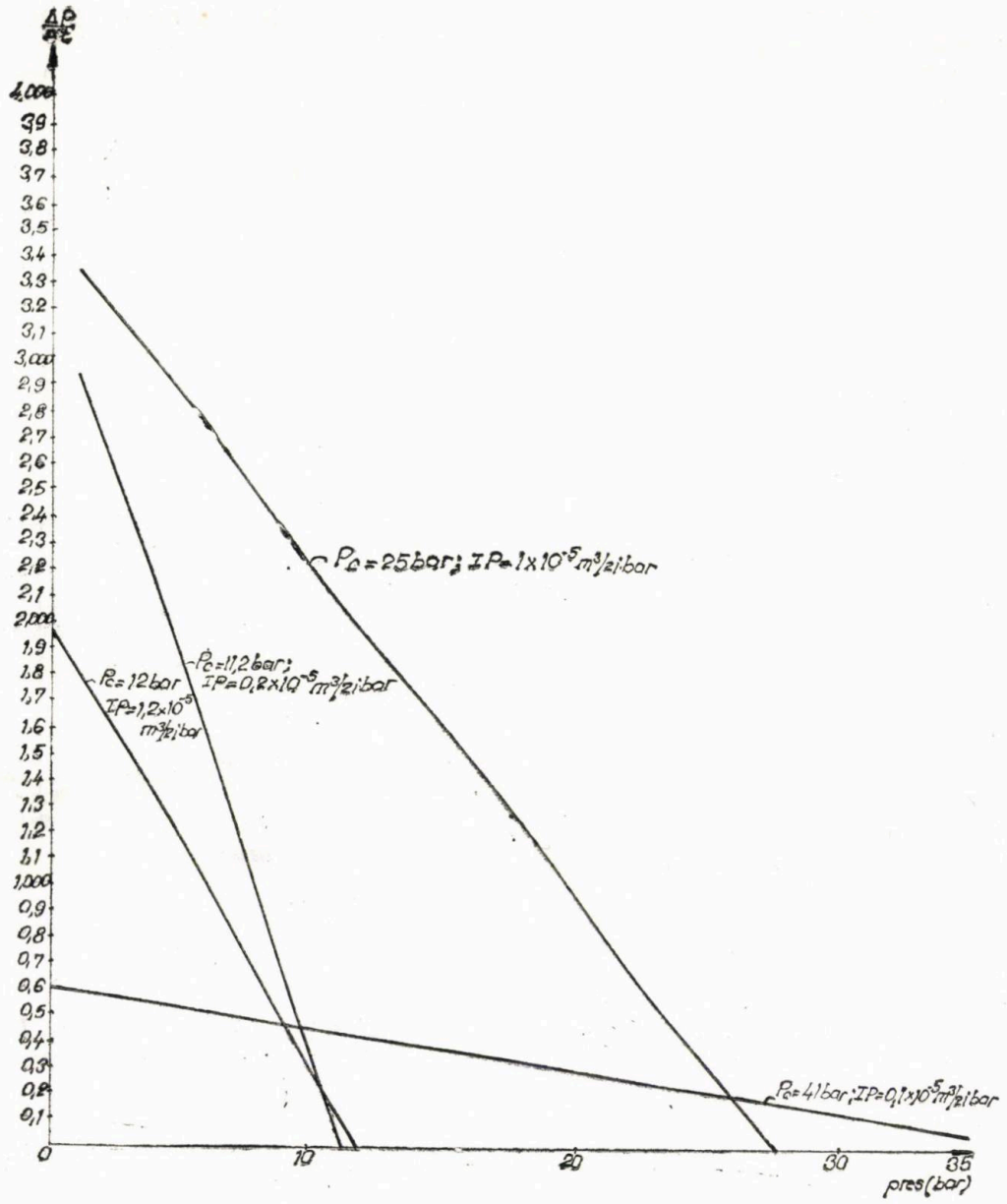


Fig. 5

pe baza valorilor lui h date de relaţia (4) şi se apreciază o valoare medie. Rezultă $IP = 0{,}192$, respectiv 0,985 m³/zi·bar, valori, de asemenea, foarte apropiate de cele reale.

O singură mică eroare ar putea apărea atunci cînd lichidul, fiind gazificat $\frac{\Delta h \cdot \gamma}{2}$, nu ar reflecta presiunea corectă.

Această eroare apare însă şi în cazul în care se fac măsurări cu manometrul de fund ataşat la pompă. Rezultă de aici că este recomandabil ca intrarea lichidului în pompă sau în separator să se facă la nivelul capului perforaturilor. Dacă această intrare se face la nivelul mediei perforaturilor, şi această eroare dispare.

Efectul protecţiei asupra infiltrării gazelor în imobile

Dr. ing. Al.D. Stan
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Este cunoscut faptul că fiecare imobil prezintă o fundaţie care are şi scopul de a diminua infiltrarea gazelor scurse prin defectele conductelor.

Pe măsura creşterii adîncimii fundaţiei, creşte şi costul fundaţiei, deci şi costul imobilului, dar, în acelaşi timp, se reduce şi cantitatea de gaze pătrunsă în imobil.

În afara pierderii de gaze prin defectele conductelor, mai pot apărea şi anumite pierderi, uneori foarte grave, ca urmare a exploziilor imobilelor.

Poate şi asupra acestor accidente foarte grave fundaţia unui imobil joacă un rol însemnat.

I. Introducere

Fundaţia unui imobil are şi rolul de a opri pătrunderea gazelor şi apei în interiorul acestuia. O asemenea funcţie este îndeplinită dacă fundaţia este perfectă, ceea ce presupune lipsa spărturilor, fisurilor etc. Pentru o asemenea fundaţie în cele ce urmează stabilim influenţa pe care o prezintă adîncimea fundaţiei asupra cantităţii de gaze pătrunse pe sub fundaţie în imobil.

Pentru aceasta, dacă se consideră că pe conductă apare un defect la adîncimea H, şi adîncimea fundaţiei este h, se poate calcula debitul de gaze pătruns în imobil. Se consideră că fundaţia are secţiunea dreptunghiulară, cu laturile l şi b.

De la punctul situat pe suprafaţa solului deasupra defectului conductei pînă la centrul imobilului este distanţa $\left(L + \frac{1}{2}\right)$, deoarece latura imobilului de lungime b este paralelă cu direcţia conductei (fig. 1).

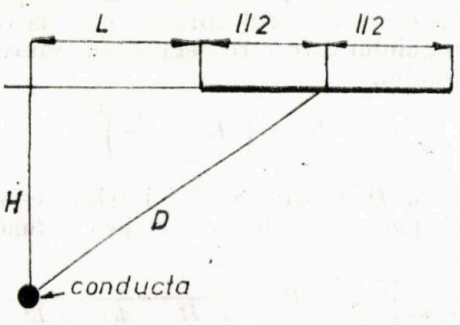


Fig. 1

Dacă se are în vedere distanţa D, măsurată de la defectul conductei pînă la centrul imobilului, aceasta are valoarea:

$$D = \sqrt{\left(L + \frac{l}{2}\right)^2 + H^2}. \qquad (1)$$

Pe altă parte, în situaţia unui imobil cu o fundaţie de adîncime h, între aceleaşi puncte este acum distanţa:

$$D_f = \sqrt{(H - h)^2 + L^2} + \sqrt{h^2 + \frac{l^2}{4}}. \qquad (2)$$

Distanţa D_f este dată de ultima formulă în situaţia în care adîncimea fundaţiei îndeplineşte condiţia:

$$h \geqslant H \frac{l}{L + l}. \qquad (3)$$

Această condiţie a fost dedusă din condiţia ca o linie de curent ce uneşte defectul conductei să atingă latura imobilului cea mai depărtată de conductă.

În caz contrar, cu toate că imobilul prezintă o anumită fundaţie, distanţa dintre punctele considerate se determină cu formula (1). Apare deci că în situaţia în care adîncimea fundaţiei nu satisface condiţia (3), imobilul este considerat fără fundaţie. Un asemenea imobil se va considera imperfect după gradul de deschidere a mediului poros pe care este plasat imobilul. Dacă imobilul are o adîncime h care satisface condiţia:

$$h \geqslant H, \qquad (4)$$

un asemenea imobil se consideră perfect, ceea ce presupune că — practic — imobilul este izolat faţă de infiltraţiile de gaze scurse prin defectul conductei.

Cu toate că am admis că un asemenea imobil este perfect, totuşi, şi într-un asemenea imobil se infiltrează gazele scurse prin defectul conductei, infiltraţia avînd loc pe la partea de jos a fundaţiei sau prin eventualele defecte din corpul fundaţiei.

II. Debitele de gaze pătrunse în imobil

Gazele scurse printr-un defect al conductei se scurg prin mediul poros către suprafaţa solului, dacă acesta este permeabil, şi către imobilul adiacent conductei.

În cele ce urmează admitem că întreaga cantitate de gaze scursă prin defectul conductei pătrunde în imobilul adiacent conductei indiferent dacă imobilul prezintă sau nu fundație.

O asemenea situație se întîmplă atunci cînd solul din exteriorul imobilului este impermeabil datorită tasării puternice, înghețului sau unor lucrări efectuate (asfaltări, betonări etc.). Așa cum am mai precizat, imobilul poate fi considerat fără fundație; în acest caz debitul va fi Q, iar cu fundație, debitul va fi Q_f.

În ceea ce privește primul debit Q pătruns în imobilul considerat fără fundație, acesta se deduce admițînd că într-un punct situat la distanța x față de punctul O viteza de filtrare este:

$$v = \frac{k}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a \sqrt{x^2 + H^2}}, \qquad (5)$$

iar viteza normală suprafeței în același punct va fi:

$$v = v \cos \theta = \frac{k}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a} \cdot \frac{H}{x^2 + H^2}, \qquad (6)$$

deoarece în punctul considerat funcția trigonometrică $\cos\theta$ este definită de relația:

$$\cos \theta = \frac{H}{\sqrt{x^2 + H^2}}. \qquad (7)$$

În relațiile anterioare, cu k a fost notată permeabilitatea mediului poros și cu μ viscozitatea dinamică a gazelor.

Rezultă deci că debitul infiltrat în imobilul fără fundație are expresia:

$$Q = b \int_l^{L+l} v_a \mathrm{d}x = \frac{k}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a} \times$$

$$\times b \left(\operatorname{arctg} \frac{L+l}{H} - \operatorname{arctg} \frac{L}{H} \right). \qquad (8)$$

Așa cum se observă, în calculele anterioare s-a admis că imobilul are latura b paralelă cu axul conductei; p_e este presiunea din exteriorul defectului, iar p_a la suprafața solului.

În cazul unui imobil cu fundație, se poate admite că punctul situat la partea inferioară a fundației este echivalent unui orificiu din care se scurg gazele către suprafața solului. În acest punct, presiunea este p_f și, printr-un raționament identic cu acela care a dus la obținerea formulei (8), se obține acum:

$$Q_f = \frac{k}{\mu} \cdot \frac{p_f^2 - p_a^2}{p_a} b \operatorname{arctg} \frac{l}{h}. \qquad (9)$$

Ultima formulă, deși exactă, nu poate fi efectiv aplicată datorită necunoașterii presiunii p_f de la baza fundației.

Totuși, relația (9) arată căile de reducere a debitului de gaze infiltrat într-un imobil cu fundație.

Astfel, în situația unei permeabilități reduse, $k = 0$, a mediului poros rezultă că și debitul $Q_f = 0$.

De asemenea, la o diferență $p_f^2 - p_a^2 = 0$, rezultă aceeași valoare pentru debitul Q_f, adică valoarea acestuia egală cu zero.

Creșterea fundației h are ca efect o diminuare a debitului de gaze infiltrat în imobil.

Referitor la ultimul aspect semnalat, se pot efectua unele calcule ce pun în evidență influența adîncimii fundației asupra debitului de gaze infiltrat într-un imobil cu fundație.

III. Efectul fundației asupra debitului de gaze

Punctul de plecare, pentru a stabili influența fundației asupra debitului de gaze infiltrat într-un imobil, îl reprezintă formula (8).

Aceasta se poate pune sub forma:

$$\operatorname{arctg} \frac{L+l}{H} - \operatorname{arctg} \frac{L}{H} = A \cdot Q, \qquad (10)$$

unde constanta A are expresia:

$$A = \frac{\mu p_a}{k(p_e^2 - p_a^2)b}. \qquad (11)$$

Dacă asupra egalității (10) se aplică funcția tangentă, se găsește:

$$\operatorname{tg} AQ = \frac{Hl}{H^2 + L^2 + Ll}. \qquad (12)$$

Membrul drept al acestei relații se pune sub forma:

$$\frac{Hl}{H^2 + L^2 + Ll} = \frac{Hl}{H^2 + \left(L + \frac{l}{2}\right)^2 - \frac{l^2}{4}} =$$

$$= \frac{Hl}{D^2 - \frac{l^2}{4}}, \qquad (13)$$

unde se observă cu ușurință că D reprezintă distanța de la defectul format pînă la centrul dreptunghiului care este secțiunea transversală a imobilului.

$$D^2 = H^2 + \left(L + \frac{l}{2}\right)^2. \qquad (14)$$

Notînd cu D_f lungimea liniei frînte ce unește aceleași puncte cu baza de jos a fundației, adică:

$$D_f = \sqrt{h^2 + \frac{l^2}{4}} + \sqrt{(H-h)^2 + L^2}, \qquad (15)$$

rezultă posibilitatea scrierii egalității :

$$D_f^2 = h^2 + \frac{l^2}{4} + H^2 - 2Hh + h^2 + L^2 + \\ + 2\sqrt{\left(h^2 + \frac{l^2}{4}\right)[(H-h)^2 + L^2]}. \quad (16)$$

Dacă se consideră că h satisface la limită egalitatea din relația (16), se deduce că există posibilitatea scrierii :

$$D_f^2 = D^2 + 2h^2 + \frac{2Hl(L-H)}{2L+l}. \quad (17)$$

Tot datorită inecuației (3) se poate scrie că la un imobil cu fundație există și relația :

$$h(L + l) \geqslant Hl, \quad (18)$$

ceea ce arată că ultimul termen al membrului drept din (17) este redus. Din cauza acestor rezultate se poate scrie :

$$D_f^2 \approx D^2 + 2h^2. \quad (19)$$

Dacă se recurge și în (13) la neglijarea termenului $\frac{l^2}{4}$ față de D^2, rezultă deci egalitatea :

$$\mathrm{tg}AQ = \frac{Hl}{D^2} \quad (20)$$

și :

$$\mathrm{tg}\, AQ_f = \frac{Hl}{D_f^2}. \quad (21)$$

După cum se știe, pentru un argument x foarte mic, există egalitatea aproximativă :

$$\mathrm{tg}\ x \approx x. \quad (22)$$

Datorită acesteia și avînd în vedere relația (19), rezultă imediat :

$$\frac{Q}{Q_f} = \frac{D^2 + 2h^2}{D^2}. \quad (23)$$

Practic rezultă că în cazul în care un imobil prezintă fundație, aceasta trebuie să aibă cel puțin adîncimea dată de (3), iar debitul infiltrat este mai mic față de un imobil fără fundație :

$$Q_f = Q\,\frac{1}{1 + 2\frac{h^2}{D^2}}. \quad (24)$$

Se observă imediat că acel imobil cu o fundație foarte mare ($h = \infty$) reduce în totalitate debitul de gaze pătruns în imobil față de cazul în care același imobil nu ar fi prevăzut cu fundație. Practic, orice fundație are o valoare finită. Probabil că cea mai mare lungime a unei fundații are ordinul de mărime egal cu D, ceea ce face ca :

$$\frac{h^2}{D^2} = 1. \quad (25)$$

Din cauza acestuia, se constată că în practică este de așteptat ca prezența unei fundații să ducă la o diminuare a debitului de gaze la cel mult 33% din debitul de gaze infiltrat în imobilul fără fundație, deoarece pentru situația limită admisă ($h = D$) rezultă :

$$Q_f = \frac{Q}{3}. \quad (26)$$

IV. Optimizarea fundației la un imobil adiacent unui defect al conductei

Așa cum am mai precizat, orice imobil prezintă o fundație care are mai multe scopuri : de stabilitate a imobilului, de protecție împotriva infiltrațiilor de apă, de gaze etc.

După părerea noastră, un imobil cu o fundație ce satisface condiția (3) este protejat împotriva infiltrațiilor de gaze.

Protecția totală a unui imobil s-ar putea realiza numai în cazul în care acesta ar fi complet izolat față de sistemul de transport și distribuție a gazelor. Aceasta ar presupune ca orice imobil să aibă suprafața impermeabilă.

Din punct de vedere al fundației, aceasta diminuează debitul de gaze față de cazul în care imobilul nu ar dispune de fundație. Această diminuare se produce numai dacă fundația este perfectă.

Datorită acestor considerente, este posibil de obținut prin calcul optimul unei fundații avînd în vedere că pe măsura creșterii fundației se mărește și costul acesteia.

Costul fundației C_f se scrie sub forma :

$$C_f = a + bh, \quad (26)$$

unde a și b sînt două constante dependente de parametrii constructivi ai fundației.

Gazele pierdute prin defectul conductei și infiltrate într-un imobil cu fundație sînt evaluate potrivit formulei :

$$C_g = \frac{c}{1 + dh^2}, \quad (27)$$

unde de această dată c și d reprezintă coeficienți dependenți de parametrii constructivi ai conductei de distribuție (grad de etanșeitate și uzură, natura solului în care este îngropată conducta, presiunea din conductă etc.).

Se poate aprecia că prin vînzarea gazelor rezultă valoarea acestora:

$$E = A - bh - \frac{c}{1 + dh^2}, \qquad (28)$$

unde constanta a a fost inclusă în A. Această constantă este dată din prețul de vînzare a gazelor într-o anumită perioadă de timp.

Valoarea pozitivă a lui h, care satisface ecuația:

$$\frac{dE}{dh} = 0, \qquad (29)$$

reprezintă cea mai avantajoasă fundație.

Obținerea acestei valori optime nu reprezintă o dificultate de calcul și din acest motiv nu insistăm asupra ei. Mult mai dificil sînt de obținut coeficienții a, b, c și d, care trebuie determinați în funcție de condițiile concrete fiecărui sector în parte.

Așa cum am stabilit în lucrarea noastră [4], la alegerea fundației unui imobil se poate ține seama și de permeabilitatea solului.

Concluzii

Fundația imobilului are și scopul de a limita pătrunderea gazelor scurse prin defectele conductelor în interiorul lui. În situația unei fundații fără defecte (fisuri, spărturi etc.), eficiența fundației crește pe măsură ce se mărește adîncimea ei. Pe de altă parte, creșterea adîncimii fundației duce în mod automat la mărirea cheltuielilor aferente construcției.

Pentru fiecare situație concretă se poate obține valoarea optimă a fundației.

În cazul în care adîncimea fundației nu depășește o anumită valoare dependentă de amplasamentul, dimensiunile imobilului și adîncimea de îngropare a conductei pe care se formează defectul, imobilul poate fi considerat, din punct de vedere al limitării pătrunderii gazelor în imobil, ca fiind fără fundație.

Bibliografie

[1] Oroveanu, T., Popoviciu, S., Stan, Al. D. *Pierderile de gaze din rețeaua de distribuție. St. cerc mec. apl. 40. 3. (1891).*

[2] Oroveanu, T., Popoviciu, S., Stan, Al. D. *Scurgerile de gaze prin defectele conductelor cu presiuni mari. St. cerc. mec. apl. 40. 4 (1984).*

[3] Oroveanu, T, David., V, Stan, Al. D., Trifan, C. *Colectarea, transportul, depozitarea și distribuția produselor petroliere și gazelor.* Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1985.

[4] Stan, Al. D., Mitroi, M. M. *Protecția imobilelor adiacente conductelor de gaze. St. cerc. apl. 46. 3, 1987.*

[5] Stan, Al. D., Stoicescu, M, Odousote. A. *Filtrarea neliniară a gazelor prin mediile poroase. St. cer, mec. apl. 47. 5 1988.*

[6] Stan, Al. D. *Acumularea gazelor și tirajul lor către imobile. St. cerc. mec. apl. 47. 6 (1988).*

Distrugerea brizantă a unei baterii mobile de recipiente-butelii pentru alimentarea autovehiculelor şi tractoarelor cu gaz metan comprimat (II)

Prof. dr. ing. **A. Pavel**
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

II. Presiunea din sistemul bateriei mobile de recipiente-butelii

Se introduc următoarele notaţii şi mărimi (valori): $p_1 = 1$ bar (abs.) este presiunea atmosferică; p_2 — presiunea din sistemul bateriei mobile de recipiente-butelii, la un moment dat, în bar (abs.); $Q = 220$ m^3_N/h $= 3{,}67$ m^3_N/min $\Rightarrow 3{,}7$ m^3_N/min — debitul compresorului staţiei de gaze; τ — durata, în min, corespunzătoare unui anumit moment al încărcării cu gaz metan (gaze de sondă) comprimat(e) a bateriei mobile de recipiente-butelii; $V_1 = \tau Q$ — volumul gazului, în m^3_N, existent la un moment dat (în condiţii standard normale) în cele 64 de recipiente-butelii; $V_2 = nV_0 = Vn = 64 \cdot 0{,}040 = 2{,}56$ m^3 $\Rightarrow$ circa 2,6 m^3 (tab. 1) — capacitatea nominală a bateriei mobile cu $n = 64$ de recipiente-butelii şi $V_0 = 40$ l $= 0{,}040$ m^3; p_{rez} — presiunea reziduală din sistemul bateriei mobile, în bar; K — factorul compresivităţii metanului (gazelor de sondă), la temperatura de 50°C [6].

Considerînd legea Boyle-Mariotte în următoarea sa formă corectată [6; 7]:

$$p_1 V_1 = K p_2 V_2, \tag{1}$$

rezultă:

$$V_2 = \tau Q \frac{p_1}{K p_2}, \tag{2}$$

din care se obţine:

$$\tau = \frac{V_2}{Q}\left(\frac{p_1}{K p_2}\right)^{-1} = \beta K p_2, \tag{3}$$

unde:

$$\beta = \frac{V_2}{Q p_1}. \tag{4}$$

Rezultatele analizei numerice efectuate, în circumstanţele producerii evenimentului, pe baza algoritmului (1)—(4), privind cantitatea de gaze (metan $\Rightarrow$ gaze de sondă) încărcată şi, deci, aflată în sistemul buteliilor în momentul evenimentului, respectiv presiunea din bateria mobilă pe roţi cu pneuri în acelaşi moment, se regăsesc ca atare în tabelul 6 şi în nomograma din figura 7.

Aşadar, presiunea *statică* p_2 din buteliile înseriate baric ale bateriei mobile pe pneuri a putut avea următoarele valori:

Tabelul 6

Durata τ, în min, corespunzătoare unui anumit moment al încărcării cu gaz metan (gaze de sondă) a bateriei mobile de recipiente-butelii

K (Conform cu [6])	1,1152	1,0636	1,0367	1,0437
p_2, în bar (abs.) / p_{rez}, în bar	50	100	160	200
0	38,90	74,19	115,70	145,61
5	35,01	70,48	112,09	141,97
10	31,12	66,77	108,47	138,33
15	27,23	63,06	104,86	134,69
20	23,34	59,35	101,24	131,05
50	0,00	37,10	79,55	109,20

- pentru o durată de represurizare $\tau_0 = 85 \ldots 100$ min (valorile declarate apreciativ) (v. tab. 7):

$$p_2 \in [114;\ 200] \text{ bar};$$

- pentru durate de represurizare $\tau_0 \geq 100$ min (v. tab. 8):

$$p_2 \in [149;\ 200] \text{ bar}.$$

Prin urmare, în condiţiile practice reale ale unei durate de represurizare $\tau_0 = 100$ min, presiunea statică maximă din buteliile înseriate baric ale bateriei mobile a fost de 141 bar, pentru $p_{rez} = 5$ bar, respectiv de 150 bar, pentru $p_{rez} = 15$ bar şi, indiferent de intensitatea presiunii reziduale p_{rez}, n-a putut depăşi 200 bar, nefiind semnalată funcţionarea supapei de siguranţă de pe refularea compresorului. Oricum, însă, pentru $p_{rez} > 15$ bar, presiunea *statică* din sistemul bateriei mobile o depăşea pe cea nominală de 150 bar.

III. Energia elastomecanostatică acumulată în recipientele-butelii înseriate baric şi efectele sale energodinamice

Detaliat şi complet, aceste aspecte sînt examinate, problemele implicate soluţionîndu-se, din punct de vedere tehnic, în lucrarea[8].

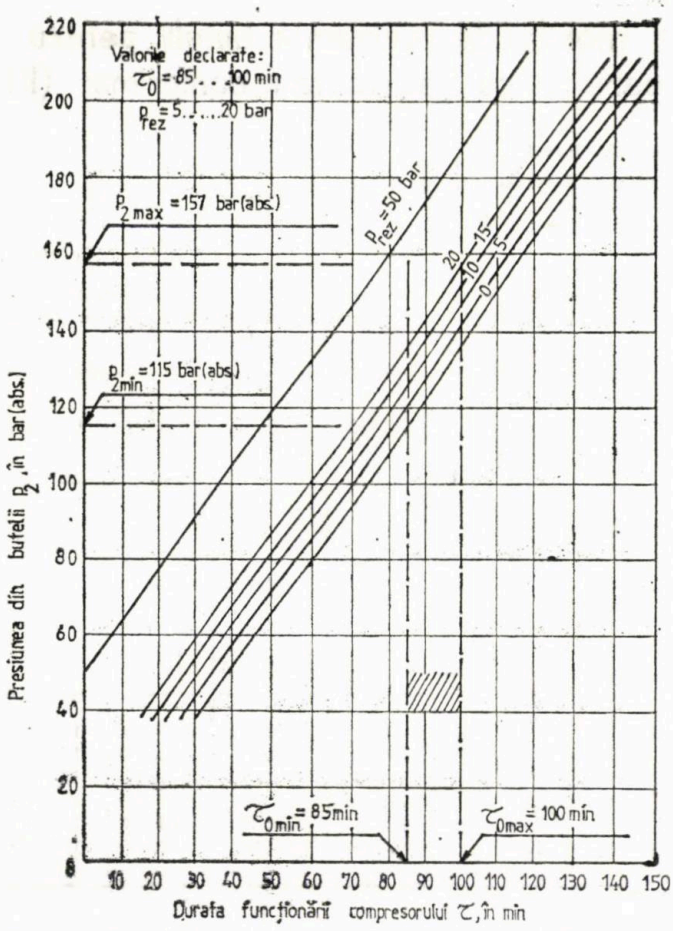


Fig. 7. Dependența presiunii din sistemul bateriei mobile de recipiente-butelii de durata funcționării compresorului și de presiunea reziduală

Tabelul 7

Presiunea statică din buteliile înseriate baric ale bateriei mobile pe pneuri

Cazul τ_0 = 85 ... 100 min

p_{rez}, în bar	p_2 (fig. 7)		Observații
	bar (abs.)	bar	
0	115...136	114...135	Caz nepractic (ipotetic)
5	121...142	120...141	Cazuri posibile, reale
10	126...147	125...146	
15	131...151	130...150	
20	136...157	135...156	
50	161...187	160...186	Caz ipotetic, dar posibil
Oricare	—	⩽200	Supapa de siguranță, aflată pe refularea compresorului (treapta a cincea), devine operațională pentru $p_2 \geqslant 200$ bar

Tabelul 8

Presiunea statică din buteliile înseriate baric ale bateriei mobile pe pneuri

Cazul $\tau_0 > 100$ min

τ_0, în min	p_2 (fig. 7), în bar
110	149...170
120	163...184
130	177...198
Oricare	⩽200*

* A se vedea observațiile din tabelul 7.

De altfel, principalele precepte ale lucrării [8] se vor valorifica în finalul lucrării prezente.

IV. Presiunile limită care restricționează capacitatea portantă a recipientelor-butelii

Se introduc următoarele notații și mărimi: $D_e = 219$ mm reprezintă diametrul exterior *nominal* al recipientelor-butelii; $D_i = 199$ mm — diametrul interior *ipotetic* minim (cînd $s = 10$ mm) al corpului cilindric de bază al recipientelor-butelii; $s = 2 \ldots 10$ mm — grosimea de referință și, deci, *de calcul* a peretelui cilindric de bază; D_m — diametrul mediu *de calcul* al peretelui cilindric de bază (fig. 8 și tab. 9); p_r — așa-numita presiune de *rupere*, în MPa⇒bar, calculată — conform breviarului de calcul — cu formula:

$$p_r = \frac{2\,\sigma_r s}{D_m}, \qquad (5)$$

în care $\sigma_r = 500 \ldots 1\,200$ N/mm² este rezistența de rupere a materialului de bază al corpului recipientului-butelie; p_c — așa-numita presiune *de curgere*, în MPa⇒bar, calculată — în conformitate cu ipoteza lui Prandtl — cu formula [3]:

$$p_c = 2\,\sigma_c \left(\frac{s}{D_m}\right), \qquad (6)$$

în care $\sigma_c = \sigma_{0,2} = 300 \ldots 1\,000$ N/mm² este limita tehnică de curgere a materialului de bază al corpului de recipient-butelie; p_d — presiunea de *distrugere*, în MPa⇒bar, corespunzătoare cedării prin plesnire sau spargere, amorsată longitudinal, a recipientelor-butelii, evaluată cu formula [3]:

$$p_d = \frac{2\,\sigma_r}{1 + \delta} \left(\frac{s}{D_m}\right), \qquad (7)$$

în care $\delta = \delta_{min} = 14\,\% = 0{,}14$ mm/mm (conform prevederilor PT ISCIR C 5–84), respectiv

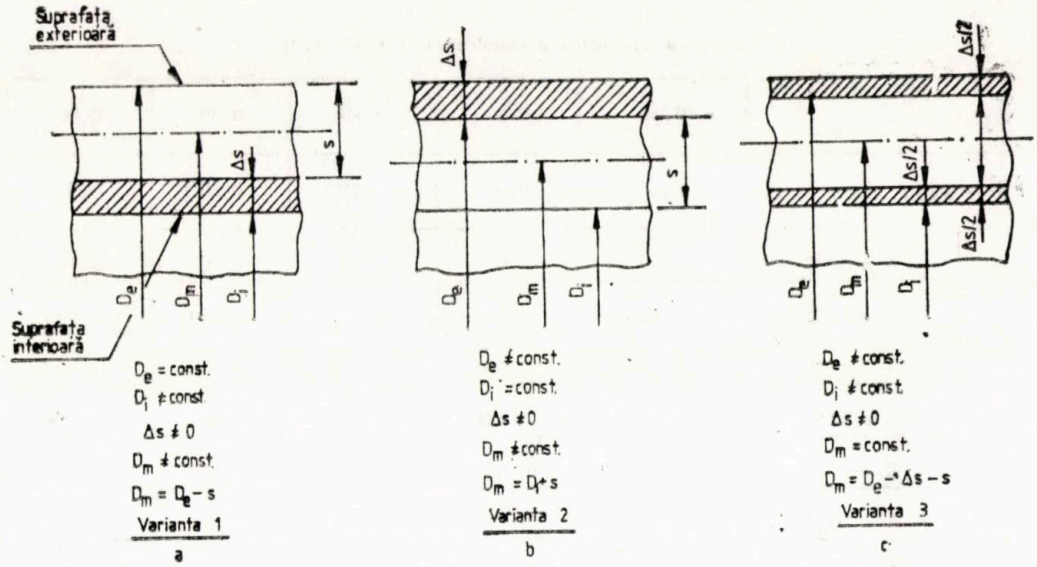


Fig. 8. Variantele de studiu privind capacitatea portantă a recipientelor-butelii. Schematizare:
Δs reprezintă o așa-numită pierdere din grosimea de rezistență a peretelui cilindric al recipientelor-butelii, datorită suprapunerilor, exfolierilor, coroziunii, eroziunii, amprentelor, fisurărilor etc.

Tabelul 9

Diametrul mediu de calcul al peretelui cilindric al recipientelor-butelii

Varianta (fig. 8) \ s, în mm	2	3	4	5	6	7	8	9	10	Formula de calcul pentru D_m (fig. 8)
1	217	216	215	214	213	212	211	210	209	$D_m = D_e - s$
2	201	202	203	204	205	206	207	208	209	$D_m = D_i + s$
3	209	209	209	209	209	209	209	209	209	D_m = const.

Notă. În cele trei variante de studiu, diminuarea grosimii de rezistență a peretelui cilindric al recipientelor-butelii evoluează astfel: *1* — de la interior către exterior (fig. 8 *a*), deci $D_m = D_e - s$; *2* — de la exterior către interior (fig. 8 *b*), deci $D_m = D_i + s$; *3* — simetric față de exterior și de interior (fig. 8 *c*), deci $D_m = D_i + \Delta s + s = D_e - \Delta s - s = 0{,}5\ (D_e + D_i) = 0{,}5 \cdot (219 + 199) = 209$ mm.

$\delta = 0 \ldots 30\%$ (interval avut în vedere la efectuarea studiilor de capacitate portantă), este lungirea specifică la rupere a materialului de bază al corpului de recipient-butelie. Rezultă simplexurile:

$$\bar{p}_c' = p_c/p_r = \sigma_c/\sigma_r < 1; \tag{8}$$

$$\bar{p}_c = p_c/p_d = (\sigma_c/\sigma_r)(1 + \delta) < 1; \tag{9}$$

$$\bar{p}_r = p_r/p_d = 1 + \delta > 1, \tag{10}$$

deci:

$$p_r = p_d\,(1 + \delta) > p_d, \tag{11}$$

respectiv:

$$p_d = p_r/(1 + \delta) < p_r, \tag{12}$$

astfel că:

$$p_d \Rightarrow p_r \tag{13}$$

numai în cazul nepractic cînd $\delta \Rightarrow 0$. Analiza numerică a simplexurilor (8)—(10) se ilustrează prin datele tabelului 10 și prin nomogramele redate în figurile 9 și 10.

Rezultatele evidențiate ca atare prin materializarea algoritmului de analiză corespunzător formulelor (5)—(13), cu privire la presiunile limită — de curgere p_c, de distrugere (prin plesnire sau spargere amorsată longitudinal) p_d și de rupere p_r — ale recipientelor-butelii cu o grosime de referință a peretelui cilindric $s = 2 \ldots 10$ mm, cu diametrul exterior nominal $D_e = 219$ mm și cu diametrul interior ipotetic minim (cînd $s = 10$ mm) $D_i = 199$ mm, se redau în tabelele 11...15 și figurile 11...14. Studiile s-au efectuat în prezența și în absența unei așa-numite pierderi Δs din grosimea de rezistență a peretelui cilindric al recipientelor-butelii, datorite unor suprapuneri (împăturiri), exfolieri, coroziuni, eroziuni, amprente, fisurări etc., în prima abordare *variantele* fiind următoarele: 1 — Δs este plasat de partea suprafeței

Tabelul 10

Analiza numerică a simplexurilor (8) — (10)

$\bar{\sigma} = \sigma_c/\sigma_r$		0,50	0,60	0,70	0,80	0,90	1,00
$\bar{p}'_c = p_c/p_r$		0,50	0,60	0,70	0,80	0,90	1,00
$\bar{p}_c = p_c/p_d$	$\delta = 0\%$	0,50	0,60	0,70	0,80	0,90	1,00
	$\delta = 5\%$	0,525	0,630	0,735	0,840	0,945	(1,050)
	$\delta = 10\%$	0,550	0,660	0,770	0,880	0,990	(1,100)
	$\delta = 14\%$	0,570	0,684	0,798	0,912	(1,026)	(1,140)
	$\delta = 15\%$	0,575	0,690	0,805	0,920	(1,035)	(1,150)
	$\delta = 20\%$	0,600	0,720	0,840	0,960	(1,080)	(1,200)
	$\delta = 25\%$	0,625	0,750	0,875	1,000	(1,125)	(1,250)
	$\delta = 30\%$	0,650	0,780	0,910	(1,040)	(1,170)	(1,300)
$\bar{p}_r = \dfrac{p_r}{p_d}$	$\delta = 0\%$	1,000					
	$\delta > 0\%$	>1,000					

Notă. Valorile dintre paranteze nu au semnificaţie practică.

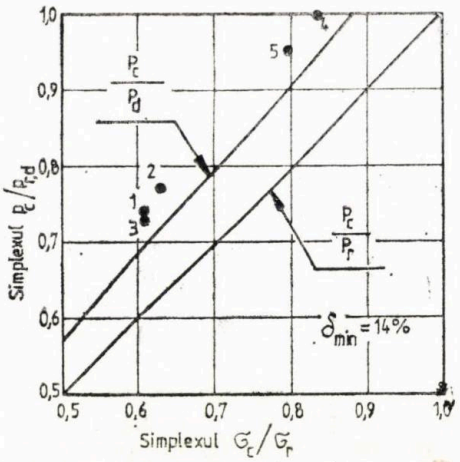


Fig. 9. Graficul corelării simplexurilor $p_c/p_{r,d}$ şi σ_c/σ_r pentru cazul cu $\delta_{min} = 14\%$:

● — datele corespund la cinci butelii *distruse* (numerotate convenţional prin cifrele 1...5), al căror material de bază s-a examinat distructiv (v. fig. 22).

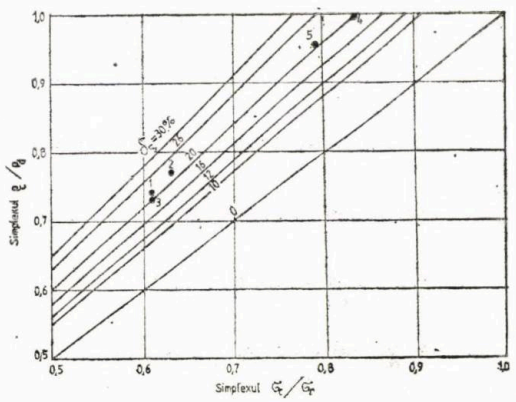


Fig. 10. Nomograma corelării simplexurilor p_c/p_d şi σ_c/σ_r pentru $\delta = \delta_5 = 0...30\%$:

● — datele au semnificaţia din figura 9.

interioare (fig. 8 *a*); 2 — Δs este plasat de partea suprafeţei exterioare (fig. 8 *b*); 3 — Δs este plasat — simetric — atît de partea suprafeţei interioare, cît şi de partea suprafeţei exterioare (fig. 8 *c*).

În principal, au rezultat următoarele:

1) în fapt, aşa-numita presiune de rupere p_r (tab. 11) se identifică — cînd $\sigma_c \Rightarrow \sigma_r$ — cu presiunea de curgere p_c (tab. 12), indiferent de mărimea δ şi, ca intensitate, se situează peste nivelul p_d (tab. 13); cum, în nici una dintre situaţiile posibile, alternativa $p_r > p_d$ (v. formula restricţională 11) nu are semnificaţie fizică, se impune neapărata reconsiderare a formulei (5), mai ales că nu este respectată nici măcar clasica ipoteză a lui Prandtl;

2) cea mai periculoasă s-a evidenţiat a fi varianta 1 (fig. 8 *a*), pentru condiţii constructiv-geometrice identice, ei corespunzîndu-i cea mai coborîtă presiune de distrugere (fig. 11—14); prin urmare, starea de defecte tipice (con-

Tabelul 11

Presiunea de rupere p_r, în bar (formula 5)

s, în mm	s/D_m	σ_r, în N/mm²							
		500	600	700	800	900	1 000	1 100	1 200
					Varianta 1 (fig. 8 *a*)				
10	0,0478	478	574	670	766	861	957	1053	1 148
9	0,0429	429	514	600	686	771	857	943	1 029
8	0,0379	379	455	531	607	682	758	834	910
7	0,0330	330	396	462	528	594	660	726	792
6	0,0282	282	338	394	451	507	563	620	676
5	0,0234	234	280	327	374	421	467	514	561
4	0,0186	186	223	260	298	335	372	409	447
3	0,0139	139	167	194	222	250	278	306	333
2	0,0092	92	111	129	147	166	184	203	221
					Varianta 2 (fig. 8 *b*)				
10	0,0478	478	574	670	766	861	957	1 053	1 148
9	0,0433	433	519	606	692	779	865	952	1 038
8	0,0386	386	464	541	618	696	773	850	928
7	0,0340	340	408	476	544	612	680	748	816
6	0,0293	293	351	410	468	527	585	644	702
5	0,0245	245	294	343	392	441	490	539	588
4	0,0197	197	236	276	315	355	394	433	473
3	0,0149	149	178	208	238	267	297	327	356
2	0,0100	100	119	139	159	179	199	219	239
					Varianta 3 (fig. 8 *c*)				
10	0,0478	478	574	670	766	861	957	1 053	1 148
9	0,0431	431	517	603	689	775	861	947	1 033
8	0,0388	383	459	536	612	689	766	842	919
7	0,0335	339	402	469	536	603	670	737	804
6	0,0287	287	344	402	459	517	574	632	689
5	0,0239	239	287	335	383	431	478	526	574
4	0,0191	191	230	268	306	344	383	421	459
3	0,0144	144	172	201	230	258	287	316	344
2	0,0096	96	115	134	153	172	191	230	230

genitale sau induse), extrem de primejdioasă, va fi cea din peretele cilindric al recipientului-butelie în varianta localizării de partea suprafeţei interioare;

3) pentru $p_r = 412$ bar şi $s = 5{,}6$ mm (tab. 15), valoarea necesară — în cazul $\delta_5 = 14\%$ — — a rezistenţei de rupere *minime*, care se impunea, trebuia să fie $\sigma_r \approx 880$ N/mm² $\geqslant 785$ N/mm² (fig. 13 *a*); admiţîndu-se $p_r = 412$ bar şi $\sigma_r = 785$ N/mm² (tab. 15), grosimea de perete necesară *minimă*, în zona cilindrică a recipientelor-butelii, ar fi trebuit să fie $s \approx$ $\approx 6{,}4$ mm $\geqslant 5{,}6$ mm (de asemenea pentru cazul cu $\delta_5 = 14\%$ — fig. 13 *b*); aşadar, în prima variantă constructivă (fig. 2), recipientele-butelii de 40 l (150 bar), pentru metan gazos (gaze de sondă), nu au avut o corespunzătoare disponibilitate de capacitate portantă, fiind sensibil subdimensionate din punctul de vedere al presiunii de rupere p_r;

4) pentru $p_r = 394$ bar şi $s = 6{,}0$ mm (tab. 15), valoarea necesară — tot în cazul cu $\delta_5 =$ $= 14\%$ — a rezistenţei de rupere *minime*, care iarăşi se impunea, trebuia să fie $\sigma_r =$ circa 800 N/mm² $\geqslant 700$ N/mm² (fig 13 *a*); admiţîndu-se acum $p_r = 394$ bar şi $\sigma_r = 700$ N/mm² (tab. 15), grosimea de perete necesară *minimă*, în zona cilindrică a corpului recipientelor-butelii, ar fi trebuit să fie $s \approx 6{,}8$ mm $\geqslant 6{,}0$ mm (de asemenea pentru cazul cu $\delta_5 = 14\%$ — fig. 13 *b*); prin urmare, şi în a doua variantă constructivă (fig. 2), recipientele-butelii în discuţie nu au avut şi nici nu puteau avea o corespunzătoare disponibilitate de ca-

Tabelul 12

Presiunea de curgere p_c, în bar (formula 6)

s, în mm	s/D_m	$\sigma_c = \sigma_{0,2}$, în N/mm²							
		300	400	500	600	700	800	900	1 000
Varianta 1 (fig. 8 *a*)									
10	0,0478	287	383						
9	0,0429	257	343						
8	0,0379	227	303						
7	0,0330	198	264						
6	0,0282	169	225	p_r	p_r	p_r	p_r	p_r	p_r
5	0,0234	140	187						
4	0,0186	112	149						
3	0,0139	83	111						
2	0,0092	55	74						
Varianta 2 (fig. 8 *b*)									
10	0,0478	287	383						
9	0,0433	260	346						
8	0,0386	232	309						
7	0,0340	204	272						
6	0,0293	176	234	p_r	p_r	p_r	p_r	p_r	p_r
5	0,0245	147	196						
4	0,0197	118	158						
3	0,0149	89	119						
2	0,0100	60	80						
Varianta 3 (fig. 8 *c*)									
10	0,0478	287	383						
9	0,0431	258	344						
8	0,0388	230	306						
7	0,0335	201	268						
6	0,0287	172	230	p_r	p_r	p_r	p_r	p_r	p_r
5	0,0239	144	191						
4	0,0191	115	153						
3	0,0144	86	115						
2	0,0096	57	77						

citate portantă, fiind semnificativ subdimensionate din punctul de vedere al presiunii de rupere p_r ;

5) evident, în nici una dintre alternativele teoretice sau practice, presiunea limită de *curgere* p_c nu poate fi mai mare decît presiunea limită de *distrugere/rupere* $p_{d,r}$, simplexul de caracterizare $\bar{p}_c = p_c/p_d$ fiind dependent de lungirea specifică la rupere $\delta \Rightarrow \delta_5$ şi neputînd lua valori supraunitare (formula 9); datele documentaţiei tehnice de proiectare (tab. 15) au contravenit, însă,acestor precepte — pentru $\delta_5 \geqslant 25\%$, în cazul cu $\sigma_c/\sigma_r = 0{,}8$ şi pentru $\delta_5 \geqslant 10\%$, în cazul cu $\sigma_c/\sigma_r = 0{,}9$—, aşa cum se evidenţiază şi ilustrează în tabelul 14 şi figurile 9, respectiv 10; se impunea, aşadar, c.. pentru buteliile în cauză (fig. 2), supuse restricţiei $\sigma_c/\sigma_r \leqslant 0{,}8$ (tab. 2), lungirea specifică la rupere, maximă, să fi fost limitată la cel mult $\delta = \delta_5 = 25\%$, aşa cum rezultă din tabelul 14 şi figura 10; la recipientele-butelii cu $\delta_5 > 25\%$ şi $\sigma_c/\sigma_r \geqslant 0{,}8$, presiunea limită de curgere p_c nu s-a mai putut evidenţia ca atare în timpul unei încercări de presurizare interioară (hidraulică, pneumatică sau hidropneumatică) sub nivelul p_d — deci nici la presiunea de încercare $p_p = 1{,}5\ p_{max} = 1{,}5 \cdot 150 = 225$ bar, cît prevedeau breviarele de calcul şi caietele de sarcini —, ceea ce a făcut superfluă încercarea respectivă, cedarea recipientelor-butelii în discuţie fiind cvasiintempestivă din punctul de vedere al factorului baric; s-ar fi impus, deci, respectarea restricţiilor: $\sigma_c/\sigma_r < 0{,}8$ şi $\delta_5 < 25\%$, de la caz la caz presiu-

Tabelul 13

Presiunea de distrugere p_d în bar (formula 7, pentru $\delta = \delta_s = 14\ \%$)

s, în mm	s/D_m	σ_r, în N/mm²							
		500	600	700	800	900	1 000	1 100	1 200
		Varianta 1 (fig. 8 *a*)							
10	0,0478	420	504	588	672	755	839	923	1 007
9	0,0429	376	451	526	602	677	752	827	902
8	0,0379	333	399	466	532	599	665	732	798
7	0,0330	290	348	405	463	521	579	637	695
6	0,0282	247	297	346	395	445	494	544	593
5	0,0234	205	246	287	328	369	410	451	492
4	0,0186	163	196	228	261	294	326	359	392
3	0,0139	122	146	171	195	219	244	268	292
2	0,0092	81	97	113	129	146	162	178	194
		Varianta 2 (fig. 8 *b*)							
10	0,0478	420	504	588	672	755	839	923	1 007
9	0,0433	380	455	531	607	683	759	835	911
8	0,0386	339	407	475	542	610	678	746	814
7	0,0340	298	358	417	477	537	596	656	715
6	0,0293	257	308	359	411	462	513	565	616
5	0,0245	215	258	301	344	387	430	473	516
4	0,0197	173	207	242	277	311	346	380	415
3	0,0149	130	156	182	208	234	261	287	313
2	0,0100	87	105	122	140	157	175	192	209
		Varianta 3 (fig. 8 *c*)							
10	0,0478	420	504	588	672	755	839	923	1 007
9	0,0431	378	453	529	604	680	755	831	907
8	0,0388	341	409	477	545	613	681	749	818
7	0,0335	294	353	411	470	529	588	646	705
6	0,0287	252	302	353	403	453	504	554	604
5	0,0239	210	252	294	336	378	420	462	504
4	0,0191	168	201	235	269	302	336	369	403
3	0,0144	126	151	176	201	227	252	277	302
2	0,0096	84	101	118	134	151	168	185	201

Tabelul 14

Simplexul $\bar{p}_c = p_c/p_d$ (formula 9)

$\delta = \delta_5$, în %	Simplexul σ_c/σ_r					
	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
	Simplexul $\bar{p}_c = p_c/p_d$					
10	0,550	0,660	0,770	0,880	0,990	1,100
12	0,560	0,672	0,784	0,896	1,008	1,120
14	0,570	0,684	0,798	0,912	1,026	1,140
16	0,580	0,696	0,812	0,928	1,044	1,160
18	0,590	0,708	0,826	0,944	1,062	1,180
20	0,600	0,720	0,840	0,960	1,080	1,200
22	0,610	0,732	0,854	0,976	1,098	1,220
24	0,620	0,744	0,868	0,992	1,116	1,240
26	0,630	0,756	0,882	1,008	1,134	1,260
28	0,640	0,768	0,896	1,024	1,152	1,280
30	0,650	0,780	0,910	1,040	1,170	1,300

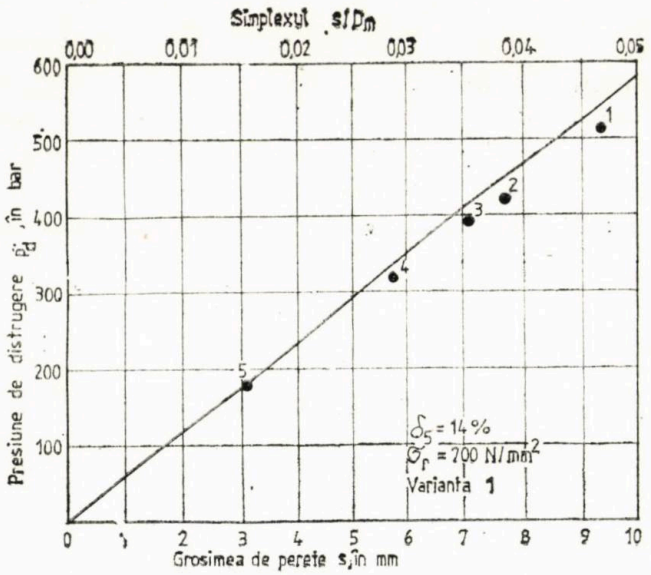


Fig. 11. Graficul corelării mărimilor p_d și s, în alternativa variantei 1 de studiu, pentru cazul particular cu $\sigma_r = 700$ N/mm² și $\delta_5 = 14\%$:
● — datele au semnificația din figura 9.

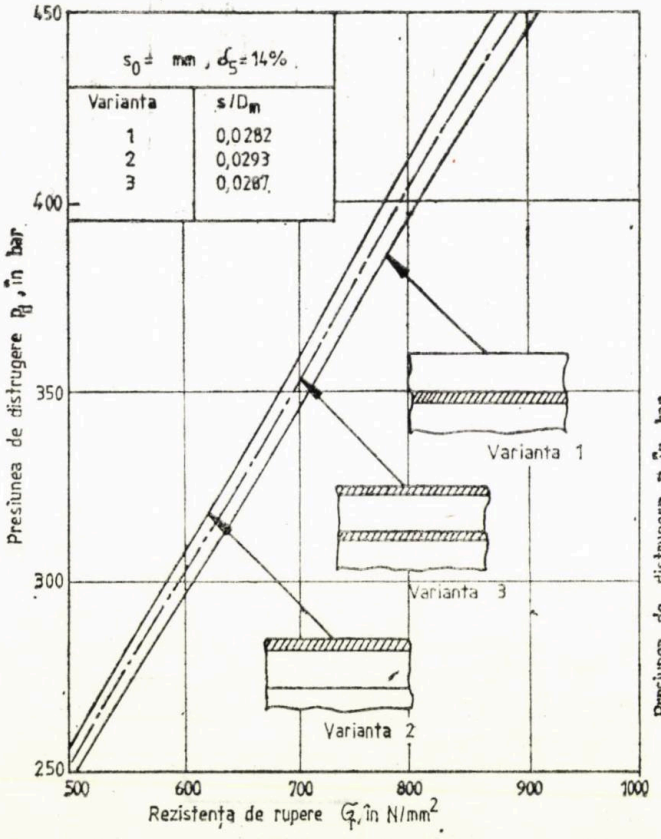
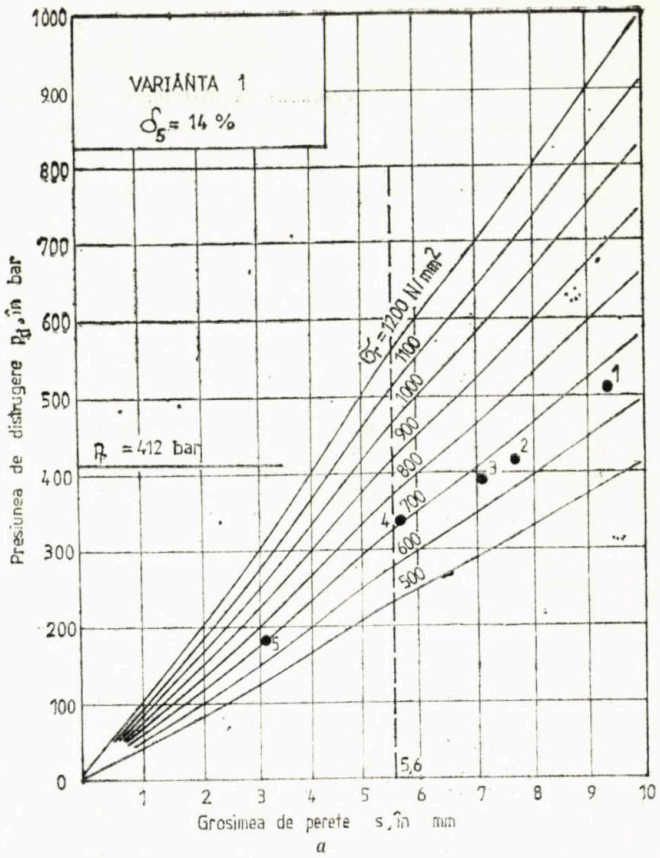


Fig. 12. Nomograma corelării mărimilor p_d și σ_r, în alternativa celor trei variante (1, 2 și 3) de studiu, pentru cazul particular cu $s_0 = 6{,}0$ mm (a doua variantă constructivă în fig. 2) și $\delta_5 = 14\%$.

nea de încercare hidraulică *corectată*, p_p^c, obținându-se din nomograma redată în figura 10, în baza formulei (v. tab. 15):



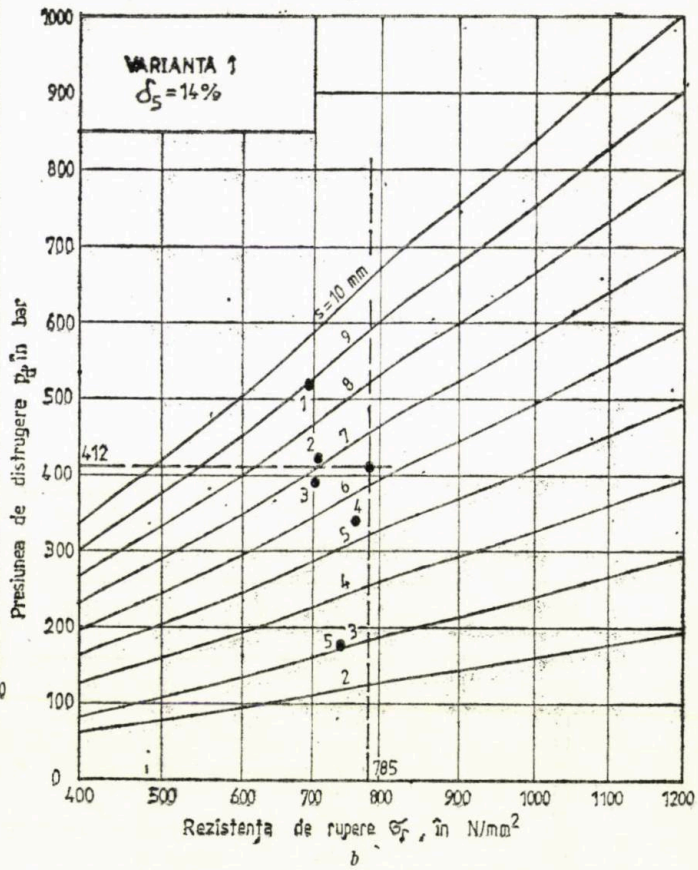


Fig. 13. Nomogramele de corelare, în alternativa variantei 1 de studiu, a mărimilor p_d, s și σ_r(a), respectiv p_d, σ_r și s (b), pentru cazul cu $\delta_5 = 14\%$:
● — datele au semnificația din figura 9.

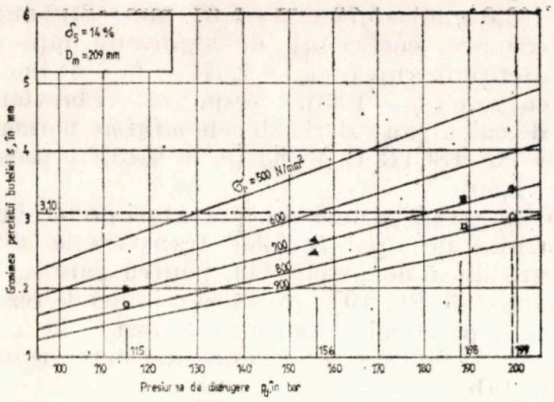


Fig. 14. Nomograma de corelare, în alternativa cu $D_{m\,min} = D_m = 209$ mm și $\delta_5 = 14\%$, a mărimilor s, p_d și σ_r: ○,△,□,◇ — valorile s calculate *minime* (tab. 4); ●,▲,■,◆ — valorile s calculate *maxime* (tab. 4).

6) constatările și concluziile anterioare, referitoare la modul cum trebuiau corelate mărimile $s \Rightarrow s_0$, σ_r și p_d, pentru $\delta = \delta_5 = 14\%$, sînt reconfirmate prin datele tabelului 16 și prin nomograma din figura 14; de altfel, în această ultimă nomogramă s-au marcat distinct valorile calculate *s minime* și *maxime*, corespunzătoare presiunilor manometrice reținute în mod deosebit pe abscisă (115, 156, 188 și 199 bar), pentru cele patru șarje de oțel 31Mn12V din tabelul 4; valorile simplexului s/D_m, redate în tabelul 16, s-au evaluat cu formula evidentă:

$$\frac{s}{D_m} = \frac{p_d(1 + \delta_5)}{2\sigma_r}, \qquad (18)$$

Tabelul 15

Datele documentației tehnice de proiectare

Varianta constructivă (fig. 2)	Dimensiunile, în mm			Caracteristicile elastomecanice			Presiunile manometrice caracteristice				Simplexul baric
	D_e	s	D_m	σ_r, în N/mm², min.	σ_c, în N/mm²	δ_5, în %, min	p_l, în bar	p_c, în bar	p_r (p_d), în bar	p_p, în bar	$\bar{p}_c = \frac{\sigma_c}{\sigma_r}(1 + \delta_5)$
Prima	219	5,6	213,4	785	620	14	150	325,5	412	225	0,9004
A doua	219	6,0	213,0	700	550	14	150	310,0	394	225	0,8957

$$p_p^c = K_p \bar{p}_c\, p_d, \quad K_p < 1{,}0, \qquad (14)$$

rezultînd:

— pentru o rezervă de 10% (deci $K_p = 0{,}90$) față de p_c:

$$p_{p\,10\%}^c = 0{,}90\ \bar{p}_c\, p_d; \qquad (15)$$

— pentru o rezervă de 20% (deci $K_p = 0{,}80$) față de p_c:

$$p_{p\,20\%}^c = 0{,}80\ \bar{p}_c\, p_d; \qquad (16)$$

— pentru o rezervă de 30% (deci $K_p = 0{,}70$) față de p_c:

$$p_{p\,30\%}^c = 0{,}70\ \bar{p}_c\, p_d; \qquad (17)$$

într-un atare context, conform tabelului 15, presiunea de încercare hidraulică, corectată, ar fi trebuit să fie — pentru deplină concludență:

● în cazul recipientelor-butelii $D_e \times s_0 = 219 \times 5{,}6$ mm (prima variantă constructivă — fig. 2):

$$p_d^c = 227 \ldots 292 \text{ bar};$$

● în cazul recipientelor-butelii $D_e \times s_0 = 219 \times 6{,}0$ mm (a doua variantă constructivă — fig. 2):

$$p_p^c = 218 \ldots 280 \text{ bar},$$

bineînțeles, în funcție de rezerva (10...30%) față de presiunea de curgere p_c și pentru $\delta_5 = 14\%$, respectiv pentru valorile σ_r și σ_c impuse strict prin proiect (v. tab. 15);

Tabelul 16

Valorile simplexului s/D_m

p_d, în bar \ σ_r, în N/mm²	500	600	700	800	900
100	0,0114	0,0095	0,0081	0,0071	0,0063
115	0,0131	0,0109	0,0094	0,0082	0,0073
150	0,0171	0,0143	0,0122	0,0107	0,0095
156	0,0178	0,0148	0,0127	0,0111	0,0099
188	0,0214	0,0179	0,0153	0,0134	0,0119
199	0,0227	0,0189	0,0162	0,0142	0,0126

care decurge din (7), pentru $\delta \Rightarrow \delta_5 = 14\%$.

Din tabelul 3, totodată, mai rezultă următoarele:

7) restricția oficială $\sigma_c/\sigma_r \leqslant 0{,}8$ (tab. 2) nu este îndeplinită pentru șarjele de oțel (31Mn12V) cu nr. 50 808 și 51 340, dar este îndeplinită pentru toate celelalte șarje de oțel menționate; în consecință, recipientele-butelii executate din primele două șarje sînt *neconforme* din punctul de vedere al prevederilor din PT ISCIR C5—84;

8) chiar în circumstanțele de la pct. 7, simplexul $\bar{p}_c = p_c/p_d$ are valori neobișnuit de mari, periculos de mari, nepermis de mari sau de-a dreptul imposibile, după cum urmează: 0,81...

...0,91 în 10% din cazuri; 0,92...0,99 în 86% din cazuri: 0,91...0,95 în circa 50% din cazuri: 1,00 în 2% din cazuri și >1,00 în 2% din cazuri; așadar, pentru marea majoritate a cazurilor studiate, presiunea de curgere p_c nu era posibil să fie evidențiată cu utilitate practică, distrugerea recipientelor-butelii în discuție — prin presurizare interioară — survenind intempestiv sau aproape intempestiv; evident, recipientele-butelii executate din șarjele de oțel cu nr. 50 811 și 51 340, pentru care $\bar{p}_c \geq 1{,}00$, erau cu totul *neconforme* pentru gaze comprimate și trebuiau autorizate ISCIR pentru altă destinație practică; celalalte recipiente-butelii, cu $\bar{p}_c > 0{,}90$, de asemenea se impunea a fi autorizate ISCIR cu luarea în considerație a celor consemnate la pct. 5 și 7, respectiv cu limitarea valorii maxime $\delta_5 < 25\%$.

Tabelul comparativ 2 facilitează, în plus, justificarea concluziilor precedente, în el confruntîndu-se datele impuse prin documente tehnice normative cu cele finalizate la nivelul proiectării și execuției tehnice industriale. Prin urmare, neconcordanțele și neconformitățile sînt evidente.

V. Grosimea peretelui cilindric al recipientelor-butelii

Algoritmul determinării prin calcul a grosimii de perete cilindric al recipientelor-butelii pentru gaz metan (40 l, 150 bar) și condițiile materializării sale sînt redate — sintetic — în tabelele 5 și 17. În principal, se pot evidenția următoarele:

a) în absența unor concentratori de tensiuni mecanice ($\alpha_\sigma = 1{,}00$), grosimea de rezistență a peretelui cilindric s, calculată prin breviarele

Tabelul 17

Valorile s, în mm ($D_m = 209$ mm)

p_d, în bar \ σ_r, în N/mm²	500	600	700	800	900
100	2,38	1,99	1,69	1,48	1,32
115	2,74	2,28	1,96	1,71	1,53
150	3,57	2,99	2,55	2,24	1,99
156	3,72	3,09	2,65	2,32	2,07
188	4,47	3,74	3,20	2,80	2,49
199	4,74	3,95	3,39	2,97	2,63

de calcul (BC în tab. 5), corespunde la nivel minim cu cea obținută conform PT ISCIR C5—84, dar se află sensibil sub cea minimă rezultată în conformitate cu PT ISCIR C 4—83; astfel (tab. 5):

Proiect *BC* *C 5—84* *C 4—83*

$s_0 = (5{,}6$ mm$) \leftarrow 5{,}16$ mm$\Rightarrow 5{,}05$ mm$\Rightarrow 7{,}28$mm,

respectiv:

$s_0 = (6{,}0$ mm$) \leftarrow 5{,}79$ mm$\Rightarrow 5{,}67$ mm$\Rightarrow 8{,}12$ mm;

ca urmare, coeficienții de siguranță față de rezistența de rupere ($c_r = 1{,}67$) și față de limita de curgere ($c_c = 1{,}33$), corespunzători breviarelor de calcul, au valori sub cele *minime* normate prin PT ISCIR C 4—83 ($c_r = 2{,}40$, respectiv $c_c = 1{,}50$);

b) în prezența unor concentratori de tensiuni mecanice de tipul fisurilor transversale 30% pe grosimea de perete [4], pentru care $\alpha_\sigma =$ = min. 2,5 [9; 10], grosimea minimă de rezistență a peretelui cilindric ar fi fost — în mod necesar — de cel puțin 2,5 ori mai mare, rezultînd (tab. 5):

BC *C5—84* *C 4—83*

$s_0 = 12{,}91$ mm$\Rightarrow 12{,}62$ mm$\Rightarrow 18{,}21$ mm,

respectiv:

$s_0 = 14{,}48$ mm$\Rightarrow 14{,}18$ mm$\Rightarrow 20{,}31$ mm;

c) recipientele-butelii în discuție au fost *dimensionate foarte strîns*, în raport cu PT ISCIR C 5—84 (care limitează indirect valorile simplexului $\bar{p}_c = p_c/p_d$) și se dovedesc *subdimensionate*, în raport cu PT ISCIR C4—83;

d) în condițiile existenței în peretele cilindric a unor concentratori de tip *fisură* sau de alt tip, cu $\alpha_\sigma > 1{,}00$ [9; 10], recipientele-butelii — fiind foarte strîns dimensionate — erau cu totul lipsite de capacitate portantă, dacă presiunea de calcul (deci dacă presiunea de încercare și cea de serviciu) nu li se diminua în măsură corespunzătoare;

e) evident, acum, o grosime de perete cilindric s, *disponibilă*, suficient de mică, implică riscurile cedării intempestive prin plesnirea/spargerea recipientelor-butelii la presiuni interioare (în primul rînd *pneumatice*, activate energomecanodinamic [8]) de asemenea corespunzător de coborîte, bineînțeles, în dependență directă de caracteristicile σ_r și $\delta \Rightarrow \delta_5$ ale materialului de bază pus în operă; bunăoară, pentru $\delta_5 = 14\%$, plesnirea recipientelor-butelii putea surveni pentru o grosime de perete s, *efectiv disponibilă*, de (tab. 17): $\leq 2{,}74$ mm, la presiunea manometrică $p_d \geq 115$ bar, dacă $\sigma_r \leq 500$ N/mm²; $\leq 3{,}09$ mm, la $p_r \geq 156$ bar, dacă $\sigma_r \leq 600$ N/mm²; $\leq 2{,}65$ mm, la $p_d \geq 156$ bar, dacă $\sigma_r \leq 700$ N/mm²; $\leq 2{,}97$ mm, la $p_d \geq 199$ bar, dacă $\sigma_r \leq 800$ N/mm² și $\leq 2{,}63$ mm, la $p_d \geq 199$ bar, dacă $\sigma_r \leq 900$ N/mm².

Bibliografie

[6] Staskevici, N. L. *Spravocinoe rukovodstvo po gazosnabjeniu.* Leningrad, Gostoptehizdat, 1960.

[7] * * * — *Manualul inginerului.* Vol. 1. București, Ed. Tehnică, 1954.

[8] Pavel, A. *Unele dintre efectele energiei acumulate elastomecanostatic în recipientele-butelii presurizate la interior hidraulic sau pneumatic.* Ploiești, Institutul de Petrol și Gaze, 1988 și Mine, Petrol și Gaze, 1990, vol. 41, nr. 2, p. 82—88.

[9] Peterson, R. E. *Stress concentration factors.* New York, John Wiley, 1971; *Koeffițienti konțentrații napriajenii.* Moskva, Mir, 1977.

[10] Pavel, A. *Racorduri și teuri.* București, Ed. Academiei Române (în pregătire).

MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONTI KÖNYVTÁR 1983

MINISTERUL MINELOR
CENTRALA SARII SI NEMETALIFERELOR
SALINA SLANIC

Linie de ambalare a sării fine şi extrafine în pungi de polietilenă a 1 kg destinată pieţii interne.

INTREPRINDEREA SALINA SLANIC produce şi oferă beneficiarilor interni şi externi:

SARE BULGARI: 0-50 şi 1-30 kg.

SARE PENTRU ZOOTEHNIE, cu 97% NaCl, de culoare alb-cenuşie, sub formă de brichete paralelipipedice de 250x150x80 mm, cu greutate de 5±5% kg şi umiditate de 1%.

SARE IN VRAC (industrială), cu granulaţie: 0-2; 0-4; 0-10; 0-16 şi 2-15 mm.

SARE AMBALATA în saci (de hîrtie şi polietilenă) de cîte 50 kg:
- sare măruntă 0-2 mm (97,5% NaCl);
- sare măruntă iodată 0-2 mm (97,5% NaCl);
- sare uruială 2-4 mm (98% NaCl);
- sare fină 0-1 mm (99% NaCl);
- sare extrafină 0-0,8 mm (99,2% NaCl);
- sare specială pentru industria alimentară de 1-2 şi 2-5 mm (99,2% NaCl).

SARE AMBALATA în pungi de polietilenă şi cutii de carton, de cîte 1 kg:
- sare fină 0-1 mm (99% NaCl);
- sare extrafină 0-1, 0,1-0,8 mm (NaCl).

INTREPRINDEREA SALINA SLANIC, str. Cuza Vodă nr. 22, jud. PRAHOVA, cod Sirues 0775370, telefon 972/ 40994, 40995

CCLA, Bucureşti, str. Biserica Amzei nr. 23, telefon 597060

Realizează pentru beneficiarii din ramura extractivă o gamă variată de lucrări prin:

ACTIVITATEA DE INFORMATICA

- Proiectare şi implementare de produse informatice în domeniile: foraj sonde; producţie ţiţei şi gaze; distribuţie gaze; aprovizionare desfacere, financiar-contabilitate, personal, retribuire şi altele.
- Exploatare curentă a produselor informatice pentru beneficiarii din sistem.

ACTIVITATEA INDUSTRIALA

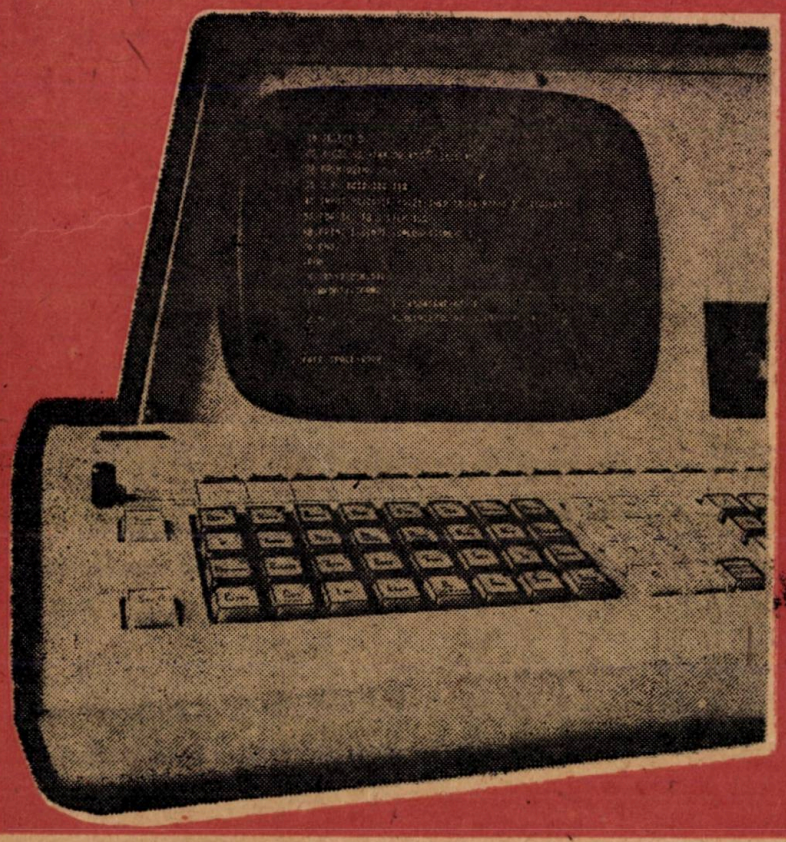
- Produce pentru instalaţiile şi utilajele din industria petrolieră o gamă diversificată de articole tehnice din cauciuc - pentru majoritatea acestora fiind singurul furnizor din economie care răspunde cerinţelor tuturor unităţilor din sectorul de petrol şi gaze.

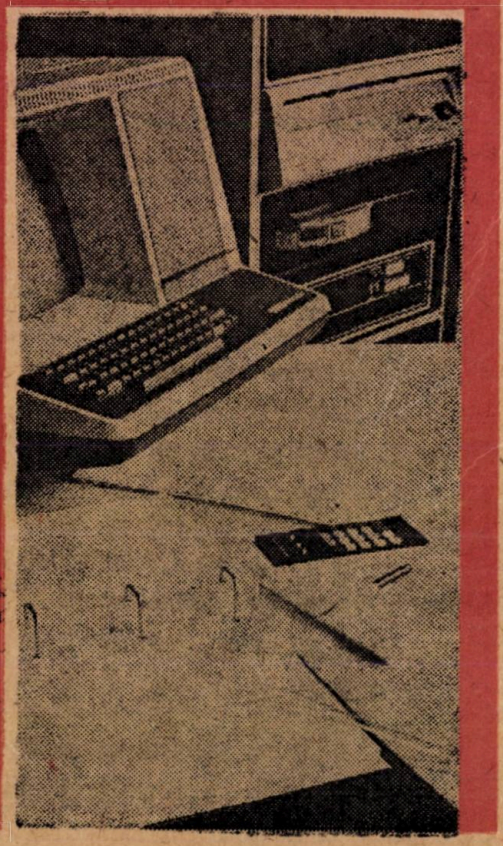
ACTIVITATI AUXILIARE

- Machete pentru obiective de investiţii şi tehnologii de producţie pentru industria extractivă de petrol şi gaze, lucrări de editare şi tehnoredactare, tipărire şi legătorie etc.

centrul de calcul si lucrari auxiliare

CCLA





E 1445

MINE PETROL GAZE

BUCUREŞTI - ROMÂNIA • Vol. 41, iunie 1990 6

CSNB

THE CENTRAL FOR SALT AND NON-METALLIC MINERALS BUCHAREST

produce and offer to their customers:

INDUSTRIAL SALT

1. Quality
   NaCl - min. 98%
   Cl_2Ca - max. 0,35%
   Cl_2Mg - max. 0,10%
   SO_4Ca - max. 0,90%
   water insoluble substances - max. 1,2%
   humidity - max. 1%
   Granulation: 1. 0-2 mm
   2. 0-4 mm
   3. 0-10 mm
   4. 0-15 mm
2. Use: edible ingredient, the foodstuff industry, the chemical industry, the wood-working industry, the light industry
3. Delivery: in bulk

GROUND CHALK

1. Quality:
   $CaCO_3$ - min. 93%
   SiO_2 - max. 6% (plus insoluble substances)
   Fe_2O_3 - max. 0,7%
   Mn - max. 0,02%
   pH aqueous suspension - 8 (informative)
   humidity - max. 0,5% (at loading)
   granulation - max. 0,5% residue on the Ø 0,056 mm sieve
2. Use: the ceramics industry, animal husbandry
3. Packing: four-ply paper bags of approx 50 kg ± 3% tolerance

EXTRA FINE SALT

1. Quality:
   NaCl - min. 98,5%
   Cl_2Ca - max. 0,1%
   SO_4Ca - max. 1,2%
   water insoluble substances - max. 0,06%
   humidity - max. 0,15%
   granulation - 0,1-0,5 mm
2. Use: edible ingredient, the pharmaceutical and foodstuff industry
3. Packing: 40-50 kg paper or polyetfylene bags or small 1 kg polyethylene bags contained in paper or polyethylene bags

FINE SALT

1. Quality:
   NaCl - min. 99%
   Cl_2Ca - max. 0,15%
   SO_4Ca - max. 0,4%
   water insoluble substance - max. 0,3%
   humidity - max. 0,15%
   granulation - 0,1-1,0 mm
2. Use: edible ingredient, the foodstuff industry
3. Packing: 30-40 kg paper or polyethylene bags or small 1 kg bags contained in paper or polyethylene bags

QUARTZ MASS

1. Quality
   SiO_2 - min. 98%
   Fe_2O_3 - max. 0,6%
   $Na_2O + K_2O$ - max. 0,3%
   Al_2O - max. 1%
   MgO - max. 0,2%
   CaO - max. 0,4%

   Heating stability at 1450°C / 5 minutes
   Following granule classes are separately supplied:
   0...0063 mm
   0...0,5 mm
   0,5...1,0 mm
   1...2 mm
   2...4 mm
2. Use: induction furnace lining
3. Packing: paper bags contained in polyethylene bags

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XLI

Nr. 6 1990

MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONTI KÖNYVTÁR

CUPRINS

Gâf-Deac, I. **Asupra stării inerţiale în regimul de lucru din abatajele frontale complex mecanizate** 260

Dănescu, I., Rusu, V., Ardelean, Gh. **Stabilirea căilor de creştere a gradului de recuperare şi valorificare a metalelor din minereurile extrase prin modele matematice transpuse pe calculator Felix sau minicalculator** 264

Kheil, O. **Despre influenţa conţinutului de aur al minereului prelucrat asupra rezultatelor preparării** 278

Vişan, T., Cotîrţă Adina, Segărceanu, T., Manea, E. **Studii electrochimice ale ionilor de ceriu în vederea valorificării soluţiilor obţinute prin solubilizarea monazitei (I)** 287

Avram, L., Bandi, S. **Factori specifici care însoţesc cimentarea (I)** 292

Stan, Al. D., Stoianovici, D. **Rentabilitatea unei sonde în pompaj de petrol cu viituri de nisip** 295

Pavel. A. **Distrugerea brizantă a unei baterii mobile de recipiente-butelii pentru alimentarea autovehiculelor şi tractoarelor cu gaz metan comprimat (III)** 301

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte : ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu** ; vicepreşedinţi : dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru** ; membri : ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing. **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Gâf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Mărăscu**, ing. **Ion Mitrea**, dr. ing. **Florea Neagu**, ing. **Nicolae Pantilie**, ing. **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, dipl. univ. **Elena Vrânceanu**, redactor.

REZUMATE

C.Z. 622.285.622.831.32

Gâf-Deac, I. *Asupra stării inerţiale în regimul de lucru din abatajele frontale complex mecanizate*

După prezentarea aspectelor de principiu, autorul analizează cazuri practice de manifestare a stării inerţiale, respectiv modul de rupere a acoperişului la exploatarea mecanizată a stratelor, tendinţa de dereglare a poziţiei secţiilor, precum şi penetrarea stratului şi rocilor înconjurătoare cu susţinerea şi consecinţele acesteia.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.7(084.2) : 65.011.56

Dănescu, I., Rusu, V., Ardelean, Gh. *Stabilirea căilor de creştere a gradului de recuperare şi valorificare a metalelor din minereurile extrase prin modele matematice transpuse pe calculator Felix sau minicalculator*

Se analizează posibilităţile de simulare pe calculator a influenţei pierderilor asupra gradului de recuperare şi valorificare a metalelor din minereurile extrase şi se face o cuantificare a cauzelor care generează pierderi de metale pe faze tehnologice. Prin utilizarea acestui sistem se poate prevedea ce efect au asupra producţiei anumite pierderi interfazice şi se poate reduce timpul care se scurge de la apariţia diferitelor pierderi pînă la eliminarea lor.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.7(084.2) : 622.342.1

Kheil, O. *Despre influenţa conţinutului de aur al minereului prelucrat asupra rezultatelor preparării.*

Se face o analiză, pentru mai multe tehnologii de preparare date, căutîndu-se stabilirea unei legităţi între cele două variabile aleatoare : conţinutul în aur al minereului şi extracţia realizabilă în metal.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.777

Vişan, T. ş. a. *Studii electrochimice ale ionilor de ceriu în vederea valorificării soluţiilor obţinute prin solubilizarea monazitei* (I)

Autorul prezintă direcţiile de cercetare referitoare la procesele electrochimice ale ionilor de ceriu în diferite medii apoase, cinetica şi mecanismul acestor reacţii. Se analizează, de asemenea, factorii care influenţează randamentul de curent în instalaţia tehnologică de separare a ceriului de celelalte lantanide şi caracteristicile electrolizoarelor.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.242

Avram, L., Bandi, S. *Factori specifici care însoţesc cimentarea* (I)

Se prezintă cîţiva factori naturali şi tehnici de care depinde, în bună măsură, obţinerea unor cimentări primare reuşite, deziderat de mare importanţă pentru viaţa sondei şi a zăcămîntului însuşi de hidrocarburi.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.276.53

Stan, Al. D., Stoianovici, D. *Rentabilitatea unei sonde în pompaj de petrol cu viituri de nisip*

Sînt analizate mişcarea permanentă printre piston şi cilindrul pompei, maximizarea rentabilităţii unei sonde în pompaj, precum şi existenţa unei valori maxime a eficienţei pompajului de adîncime.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622. 692.21

Pavel, A. *Distrugerea brizantă a unei baterii mobile de recipiente-butelii pentru alimentarea autovehiculelor şi tractoarelor cu gaz metan comprimat (III)*

Se expun principalele rezultate ale examinării distructive a materialului pus în operă sub forma recipientelor-butelii ale bateriei mobile.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41,nr. 6, 1990

Revista MINE PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de Informare Documentară pentru Industria Minieră Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector I, cod 71104, C.P. 22–146, telefon 59.29.75.

Tiparul: Întreprinderea Poligrafică „Universul", str. Brezoianu nr. 23–25, Bucureşti, c. 2191

Preţul : 13 lei/exemplar

Grafica : A. Socaciu

43 103

CONTENTS

C.Z. 622.285 : 622.831.32

Gâf-Deac, I. *On the inertial state in the mode of operation in mechanized longwalls*

After presenting the principal aspects, the author analyses practical cases for the manifestation of the inertial state, respectively the way of roof fracturing in the case of mechanized mining of seams, the tendency towards the derangement of section positions as well as the penetration of the adjoining seam and rocks, with its support and consequences.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.7(084.2) 165.011.56

Dănescu, I., Rusu, V., Ardelean, Gh., *The determination of methods for the improvement of metal recovery and application from ores by the help of mathematical models for the Felix computer or a minicomputer*

The possibilities for the computerized simulation of the influence of losses on the degree of recovery and application of the metal contents of ores are analysed and a quantification of the reasons which generate metal losses in the technological stage is done. By making use of this system one can foresee what effect some of the losses can have on production and one can reduce the period of time between the apparition and elimination of losses.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.7(084.2) : 622.342.1

Kheil, O. *On the influence of one gold contents on the results of processing*

An analysis is made, for several given processing technologies, trying to find a connection between the two aleatory versions : the ore gold contents and the achieved metal recovery.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622 : 777

Vişan, T. et al. *Some electrochemical studies concerning the Ce ions for the application of solutions which were obtained by the monazite solubilization (I)*

The author presents the guiding lines for the research work concerning the electrochemical processes of Ce ions in several aqueous mediums. the kinetics and mechanism of those reactions, the factors which influence the current capacity in the technological installation for the separation of Ce from the other lanthanides and the characteristics of electrolyzers.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622 : 242

Avram, L., Bandi, S. *Specific factors which accompany cementation (I)*

Some natural and technical factors are presented, which largely influence the achievement of good primary cementations, a very important desideratum for the life of the well and the deposit itself.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.276 : 53

Stan, Al. D., Stoianovici, D. *The profitableness of pumping well and sand inrush oil*

The permanent motion between the pump piston and cylinder is analysed the maximalization of profitableness for a pumping well as well as the existence of a maximum value of the deep pumping efficiency.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622. 692.21

Pavel, A. *The breaking power of a mobile battery of bottle vessels for the vehicle and tractor fueling with compressed-gas (III)*

The main results regarding the destructive examination of the materia of bottle-vessels of the mobile battery are shown.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

СОДЕРЖАНИЕ

УДК 622.285: 622.831.32

Гыф-Деак, И. *Об инерционного состояния режима работы в фронтальных забоях с механизированными комплексами*

После представления принципиальных вопросов, автор анализирует практические случаи появления инерционного состояния, а именно разрыв кровли при механизированной разработке пластов, склон к сходе секций, а также прорыв пласта и боковых пород крепью и его последствия.

Ключевые слова: инерционное состояние, забой, комплекс, секция, пласт, прорыв.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

УДК 622.7(084.2): 65.011.56

Дэнеску, И., Русу, В. *Установление путей повышения уровня рекуперации и рационального использования металлов из добываемых руд математическими моделями на ЭВМ Феликс или микро-ЭВМ*

Анализированны возможности симмулирования на ЭВМ влияния потерь на уровень рекуперации и рациональное использование металлов из добытых руд и осуществлена квантификация причин, приводящих к потерям металлов по технологическим стадиям. Использованием этой системой предвиден эффект междустадийнных потерь на производство, сокращая время с появления потерь до их удаления.

Ключевые слова: рекуперация, рациональное использование, металл, руда, потерь, симмулирование, ЭВМ.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

УДК 622.7 (084.2): 622.342.1

Кайл, О. *О влиянии содержания золота в обогащенной руде на результаты обогащения*

Сделан анализ для данных технологий обогащения, устанавливая закономерность между двумя случайными величинами: содержание золота и извлечение металла.

Ключевые слова: золото, содержание, результаты, обогащение, извлечение, закономерность.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

УДК 622.777

Вишан, Т. и др. *Электрохимическое изучение йонов церия в виду рационального использования растворов, полученных растворением моназита (I)*

Автор представляет направления исследования электрохимических процессов йонов церия в различных водных средах, кинематику и механизм этих реакций. Анализированы и влияющие факторы на выходе тока на технологической установке сепарации церия от других лантанидов и характеристики электрогидролизаторов.

Ключевые слова: изучение, йон, раствор, моназит, церий, фактор.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

УДК 622.242

Аврам, Л., Банди, С. *Специфические факторы, сопровождающие цементирование (I)*

Представлены несколько эстественных и технических факторов, от которых зависит получение улучшенных первичных цементирований, то что хорошо влияет на скважину и самое углеводородное месторождение.

Ключевые слова: фактор, цементирование, скважина, мсторождение, углеводород.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

УДК 622.276.53

Стан, Ал. Д., Стоянович, Д. *Выгода буровых скважин в нефти с притоком песка*

Анализированы постоянное размещение между поршнем и цилиндром насоса, максимизация рентабельности буровой скважины, а также максимальная эффективность глубинного нагнетания.

Ключевые слова: выгода, скважина, нефть, песок, насос, нагнетание.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

УДК 622. 692.21

Павел А. *Бризантный разрыв самоходного комплекта баллон-резервуаров для заправки сжатым болотным газом автомобилей и тракторов (III)*

Представлены главные результаты диструктивного исследования материала баллон-резервуаров самоходного комплекта.

Ключевые слова: бризантный разрыв, баллон-резервуар, заправка исследование.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

SOMMAIRE

C.Z. 622.285 : 622.831.32

Gâf-Deac, I. *Sur l'état inertial dans le régime de travail dans les tailles frontales à mécanisation complèxe*

Après la présentation des aspects de principe, l'auteur analyse des cas pratiques de manifestation de l'état inertiel, plus précisement le mode de rupture du toit pendant l'exploitation mécanisée des couches, la tendence de dérèglement de la position des secteurs, de même que la pénétration de la couche et des roches entourantes avec le soutènement et les conséquences de celle-ci.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.7(084.2) : 65.011.56

Dănescu, I., Rusu, V., Ardelean, Gh. *L'établissement des voies de croissance du degré de récupération et valorisation des métaux des minerais extraits par des modèles mathématiques transposés sur la calculatrice Felix ou une minicalculatrice*

On analyse les possibilités de simulation sur la calculatrice de l'influence des pertes sur le degré de récupération et valorisation des métaux contenus dans les minerais extraits et on fait une quantification des causes qui génèrent les pertes de métaux par des phases téchnologique. Par l'utilisation de ce système on peut prévoir l'effet que certaines pertes interphasiques peuvent avoir sur la production et on peut réduir le temps qui s'écoule à partir de l'apparition des différentes pertes jusqu'à leur élimination.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.7(084.2) : 622.342.1

Kheil, O. *Sur l'influence de la teneur en or du minerais préparé sur les résultats de la préparation*

On fait une analyse pour plusieurs technologies de préparation données, en cherchant l'établissement d'une loyauté entre les deux variables aléatrices : la teneur en or du minerais et l'extraction réalisable en métal.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622 : 777

Vişan, T. et al. *Etudes électrochimiques des ions de cérium en vue de la valorisation des solutions obtenues par la solubilisation du monasite (I)*

L'auteur présente les diréctions de rechèrche concernant les processus électrochimiques des ions de cérium dans de différents milieux aqueux, la cinétique et le mécanisme des ces réactions. On analyse de même les facteurs qui influencent le rendement de courant dans l'installation technologique de séparation du cérium des autres lantanides et les caractéristiques des électrolyseurs.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.242

Avram, L., Bandi, S. *Facteurs spécifiques qui accompagnent la cimentation (I)*

On présente quelques facteurs naturels et techniques de qui dépend, en bonne partie, l'obtention de quelques cimentations primaires réussies, désidérat de grande importance pourla vie du puit et du gisement de hydrocarbures même.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.276.53

Stan, Al. D., Stoianovici, D. *La rentabilité d'un puit en pompage et pétrole avec des irruptions de sables*

On analyse le mouvement pérmanent entre le piston et le cylindre de la pompe, la maximisation de la rentabilité d'un puit en pompage, de même que l'existence d'une valeur maxime de l'éfficience du pompage en profondeur.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41 nr. 6, 1990

C.Z. 622.692.21

Pavel, A. *La déstruction d'une batterie mobile de récipients-bouteille pour l'alimentation des véhicules et des tracteurs à gas méthane comprimé* (III)

On expose les principaux résultats de l'examination déstructive du matériel mis en oeuvre sous forme de récipients bouteille de la batterie mobile.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

INHALT

C.Z. 622.285 : 622.831.32

Gâf-Deac, I. *Über den Inertialzustand in den komplex mechanisierten Strebbetrieben*

Nach der Vorstellung der prinzipiellen Aspekte beurteilt der Verfasser praktische Beispiele von Inertialzustandzeichen, bzw. die Bruchweise des Hangenden bei dem mechanisierten Abbau der Flöze, die Verstellung der Ausbaueinheiten sowie die Durchdringung des Flözes und des umgebenden Gesteins mit dem Ausbau und ihre Folgen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.7(084.2) : 65.011.56

Dănescu, I., Rusu, V., Ardelean, Gh., *Festlegung der Erhöhungswege des Rückgewinnungs-und Auswertungsgrades der Metalle aus den abgeabauten Erzen durch auf Felix Rechner oder Mikrorechner übertragenen mathematische Modelle*

Überprüft werden die Simulationsmöglichkeiten auf Rechner betreffend den Einfluss der Verlusste auf den Rückgewinnungs- und Auswertungsgrad der Metalle aus den abgebauten Erzen und eine Quantifizierung der Metallverlusste generic renden Ursachen auf technologischen Stufen wird durchgeführt. Durch die Anwendung dieses Systems kann man die Auswirkung bestimmter zwischenphasischen Verlusste auf die Produktion vorsehen und die Zeit zwischen dem Eintreten verschiedener Verlusste und ihrer Beseitigung verkürzen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.7(084.2) : 622.342.1

Kheil, O. *Über den Einfluss des Goldgehaltes des verarbeiteten Erzes auf die Ergebnisse der Aufbereitung*

Mehrere Aufbereitungstechnologien werden überprüft, wobei eine Gesetzmässigkeit zwischen zwei aleatorischen Variablen : das Goldgehalt des Erzes und die erreichbare Metallextraktion gesucht wird.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622. 777

Vişan, T. et al. *Elektrochemische Studien der Zeriumionen zwecks der Auswertung der durch die Löslichkeit des Mengspats erreichten Lösungen* (I)

Der Verfasser stellt die Untersuchungsrichtungen betreffend die elektrochemischen Prozesse der Zeriumionen in verschiedenen wäsrigen Medien, die Kinetik und das Mechanismus dieser Reaktionen, vor. Überprüft werden, gleichzeitig, die Einflussfaktoren der Stromleistung in der technologischen Anlage für die Scheidung des Zeriums von den anderen Lanthaniden und die Eigenschaften der Elektrolysoren.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.242

Avram, L., Bandi, S. *Zementierungsspezifische Faktoren (I)*

Vorgestellt werden einige natürlichen und technischen Faktoren, von welchen, im grossen Mass, die Erreichung von erfolgreichen Primärzementietungen abhängt. Diese Forderung ist für das Leben der Bohrung und der Kohlenwasserstofflagerstätte sehr wichtig.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622. 276.53

Stan, Al. D., Stoianovici, D. *Die Wirtschaftlichkeit einer Pumpenbohrung und Erdöl mit Sanddurchbrüchen*

Überprüft wird die ständige Bewegung zwischen dem Kolben und dem Zylinder der Pumpe, die Maximierung der Wirtschaftlichkeit einer Pumpenbohrung sowie die Existenz eines Maximalwertes für die Effizienz des Tiefenpumpens.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

C.Z. 622.692.21

Pavel, A. *Spreng nde Zerstörung einer fahrbaren Batterie von Behälter-Flaschen für die Zuführung von komprimiertem Methangas an Fahrzeugen und Traktoren (III)*

Vorgestellt werden die Hauptergebnisse der zerstörenden Versuche der eingebauten Werkstoffe bei den Behälter — — Flaschen der fahrbaren Batterie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 41, nr. 6, 1990

Asupra stării inerţiale în regimul de lucru din abatajele frontale complex mecanizate

Ing. I. Gâf-Deac
Departamentul Minelor

I. Aspecte generale

În prezent, determinarea succesivă a tendinţelor şi a unor noi căi de cercetare în mineritul carbonifer se bazează pe cerinţe practice, experimentale, cît mai concrete. Desprinderea de caracteristicile domeniului comun sau obişnuit al activităţii de exploatare subterană se face cu ajutorul unor elemente considerate astăzi teoretice sau de principiu, dar care, în etape viitoare, devin baza concretă—practică—aplicată generalizat ca variantă sau soluţie eficientă.

Astăzi, tehnologia de exploatare a cărbunelui în subteran, recunoscută ca avînd nivel acceptabil şi rezultate suficient de ridicate ca tehnicitate, este cea cu susţinere, tăiere şi transport mecanizat.

Complexele mecanizate trebuie privite sistemic atît în interiorul configuraţiei lor tehnice şi tehnologice, cît şi în raport cu mediul în care lucrează. Fără legătura cu caracteristicile zăcămîntului, acestea îşi pierd funcţionalitatea, anihilîndu-şi regimul de lucru preconizat ca optim de o funcţie obiectiv corespunzătoare, maximizată sau minimizată după anumite criterii. Legăturile se constituie nu numai în relaţii multifuncţionale, ci şi în condiţii sau restricţii de mare importanţă pentru existenţa subsistemului.

Analizînd poziţia secţiilor de susţinere şi a liniei de front dintr-un număr de 22 abataje mecanizate din minele de huilă şi lignit din ţara noastră, se desprinde că pe lîngă unele dificultăţi şi neajunsuri tehnice, tehnologice şi de condiţii grele de zăcămînt, unele aspecte deficiente ale acestora sînt favorizate de *o stare inerţială*, diferită de noţiunea şi conţinutul *stării de inerţie* care este luată în considerare ca manifestare în sistemul mecanic şi fizic.

În acest context, starea inerţială se evidenţiază prin efectele tehnologice propiu-zise care însoţesc activitatea de exploatare.

De regulă, la analiza cauzelor şi urmărilor situaţiilor negative, în abatajele mecanizate care nu realizează producţiile scontate, se confundă acţiunea stării inerţiale cu neajunsurile tehnico-organizatorice sau cu cele datorate condiţiilor geologico-miniere dificile. În figura 1 sînt localizate schematic starea inerţială, cauzele şi urmările acesteia în activitatea de exploatare cu abataje cu front lung.

Identificarea caracteristicilor şi definirea stării inerţiale contribuie la o cunoaştere mai aprofundată a fenomenelor şi proceselor sub care se desfăşoară exploatarea propriu-zisă a cărbunelui din subteran şi oferă, pentru modelare, noi elemente constructorilor de maşini şi utilaje miniere.

II. Prezentarea aspectelor de principiu

Starea inerţială S_i nu se confundă cu mişcarea secţiilor în lucru, de asemenea nu se identifică cu faze cum sînt: opriri tehnologice sau netehnologice, reciclare, transfer şi reparaţii ale susţinerii mecanizate. În acelaşi timp, nu se identifică cu consecinţe ale manevrării,

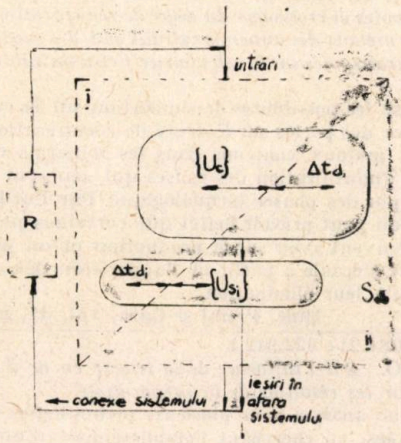


Fig. 1. Localizarea stării inerţiale a secţiilor de susţinere mecanizată în abataje: S_{ab} — sistemul abataj; I — domeniul situaţiilor favorabile; II — domeniul situaţiilor nefavorabile; $\{U_c\}$ — cauze şi urmări curente convenţionale; $\{Us_i\}$ — cauze şi urmări datorate stării inerţiale; $\Delta t_{d\,i}$ — translare în domenii; R — reglare.

ale modului de lucru sau de folosire a susţinerii, însă este caracterizată de o dependenţă relativă de tehnologia aplicată sau de condiţiile geologico-miniere.

Cu aceste precizări se poate arăta că starea inerţială S_i este rezultatul diferenţei dintre mărimea parametrilor stării considerată iniţială (tipică, normală sau proiectată) prevăzută în documentaţii, notată cu S_{i0} şi mărimea parametrilor stării curente S_c de satisfacere a cerinţelor iniţiale, în condiţii concrete şi normale de acţiune.

Rezultă că:

$$S_i = S_{i0} - S_c. \qquad (1)$$

Această situaţie iniţială este compusă din elemente şi manifestări concrete în abataj care ţin de: penetrări, momente şi stări critice (depăşite), comparări de efecte, compatibi-

lităţi între utilaje ca acceleraţie şi mărime a efectelor, acceleraţii ale efectelor şi compunerea lor etc.

Efectele stării inerţiale într-un abataj mecanizat se pot deduce pe un interval (I) al avansării pe direcţie a liniei de front (fig. 2).

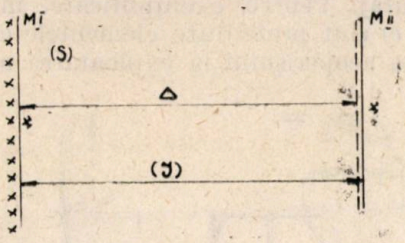


Fig. 2. Schema intervalului de identificare a modificărilor inerţiale într-un abataj mecanizat; I — limita de pornire; II — limita convenţională de oprire pentru studiu; Δ — proces inerţial într-un interval considerat.

Considerînd un moment de pornire M_I a exploatării, pe măsura avansării pînă în poziţia M_{II}, pe o suprafaţă S, faţă de axele y (verticală, pe direcţia acoperiş-vatră) şi z (pe direcţia de înaintare a abatajului) se identifică, generalizat, momente de inerţie relativă de natură mecanică şi fizică care pot fi axiale ca poziţie a frontului de lucru (fig. 3). Acestea au drept cauze cuantificate dereglările apărute

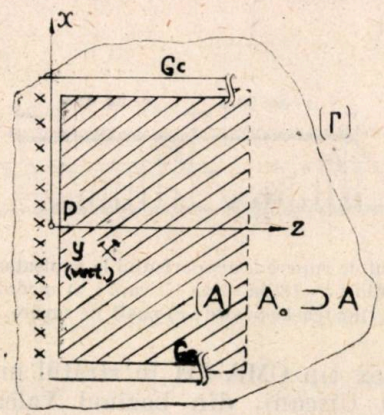


Fig. 3. Identificarea generalizată a momentelor de inerţie, funcţie de poziţia frontului de abataj; G_B, G_c — galeriile de bază şi respectiv de cap; A — suprafaţa de strat în exploatare; A_0 — domeniul exploatabil în care se regăseşte abatajul; r — conturul care delimitează rezerva geologică exploatabilă în zonă.

în exploatarea propriu-zisă, care se consideră în mod greşit că pot fi depăşite de la sine, fiind conţinute sau prevăzute implicit în tehnologie.

Se poate scrie simplificat:

$$I_z = \int_S y^2 \, dS \qquad (2)$$

şi:

$$I_y = \int_S z^2 \, dS. \qquad (3)$$

Pe aria stratului exploatat se defineşte:

$$I_{zy} = \int_S zy \, dS. \qquad (4)$$

În raport cu un punct de plecare al abatajului, exprimarea se poate face şi în coordonate polare, ţinînd seama de distanţele r între acest punct şi suprafaţa descrisă de abataj în avansare (la acoperişul şi culcuşul stratului), adică:

$$I_p = I_{polar} = \int_S r^2 \, dS. \qquad (5)$$

Starea poziţională de mai sus, caracterizată mecanic şi fizic, notată S_p, se constituie ca un interval în care se manifestă starea inerţială S_i. Aşadar, starea inerţială face parte din aceeaşi clasă de fenomene care sînt dominate de inerţie, însă înţelesul în contextul exploatării mecanizate în subteran este diferit.

Relaţiile de mai sus, în cazuri particularizate, cu calcule matematice de detaliu dau mărimi cu ajutorul cărora se poate evalua modul de manifestare a activităţii de exploatare mecanizată, cu concluzia că o anume parte din efecte se datorează sau sînt susţinute de prezenţa stării inerţiale.

Într-un context mai generalizat, starea inerţială S_i poate fi definită ca diferenţa între o situaţie S_0, proiectată, necesară sau obiectiv impusă pentru utilaje şi tehnologie în vederea obţinerii unor rezultate propuse R_p şi o situaţie S_r, care se manifestă real, concret, în procesul de extracţie şi care influenţează rezultatele scontate.

Aşadar:

$$S_i = \sum_{i=1}^{n} S_i' \qquad (6)$$

cu $(n \in N, n = 1, 2, \ldots)$ nominalizînd cerinţe proiectate neîndeplinite

şi:

$$\sum_{i=1}^{n} S_i' = \sum_{1}^{j} S_0 - \sum_{1}^{k} S_r. \qquad (7)$$

De regulă, în practică există inegalitatea:

$$\left| \sum_{1}^{j} S_0 \right| > \left| \sum_{1}^{k} S_r \right|. \qquad (8)$$

Întotdeauna $\left(\sum_{i=1}^{n} S_i'\right)$ este termenul pe seama căruia se înregistrează deficiențele în exploatare, influențînd direct rezultatele producției printr-o implicare de forma:

$$f\left(\sum_{1}^{n} S_i'\right) \longrightarrow min\ R_p. \qquad (9)$$

Pentru a obține rezultatele propuse sau depășirea acestora se acționează asupra elementelor de stare inerțială, respectiv pentru aducerea lor la nivelul proiectat, considerat obiectiv, deci pentru obținerea performanțelor stabilite inițial.

Este important de reținut că în sistemul „abataj" mișcarea, respectiv translarea mulțimii cauzelor și urmărilor datorate stării inerțiale $\{Us_i\}$ cu valorile $\Delta t_{di}(i = 1, 2, \ldots)$ implică un nivel relațional variabil al acesteia în raport cu mulțimea cauzelor și urmărilor curente convenționale. Intensitatea mai ridicată a translărilor Δt_{di} relevă nerespectări frecvente ale cadrului inițial proiectat al procesului de exploatare și, ca atare, apariția frecventă și în regim pulsatoriu, cu amplitudini suficient de mari ale manifestărilor inerțiale.

Este necesar să se cunoască domeniul delimitat de elementele stării inerțiale, deoarece uneori, în unitățile miniere se iau unele decizii tehnice și tehnologice, depărtate de rezervele interne, care există real și care de fapt nu sînt prezente în sistemul de exploatare subterană. Mai mult chiar, aceste decizii acționează asupra sistemului de exploatare în subteran amplificînd aspectele negative, nefuncționale, proprii stării inerțiale.

Identificarea domeniului de mai sus este utilă în modelarea procesului tehnologic, tehnic, organizatoric și de conducere în activitatea de exploatare subterană a cărbunelui.

III. Cazuri practice de manifestare a stării inerțiale

1. Modul de rupere a acoperișului la exploatarea mecanizată a stratelor

Ruperea acoperișului în timpul dirijării este un proces cu apariție certă, iar fragmentele de roci au tendința de a ocupa spațiul liber, exploatat.

Modul de rupere a rocilor înconjurătoare este caracteristic fiecărui zăcămînt, ca atare anumite particularități influențează eficiența dirijării presiunii miniere.

Starea inerțială pentru această operație este dată de efectele provenite din manifestarea fenomenului de fragmentare a acoperișului, fără a fi luate în considerare particularitățile de rupere. Deci, se acceptă că există particularități, se acceptă că ele influențează modul de dirijare, dar în calcule și mai ales practic se aproximează sau se neglijează prezența lor.

Acest aspect conduce la ideea că efectele laturilor neluate în considerare pot fi și sînt de cele mai multe ori necontrolabile și determină o situație tehnologică neadecvată sau inerțială în abataj. Pentru exemplificare, în figura 4 (*a*, *b*, *c*) sînt prezentate elementele ce definesc ruperea acoperișului la exploatarea mecanizată

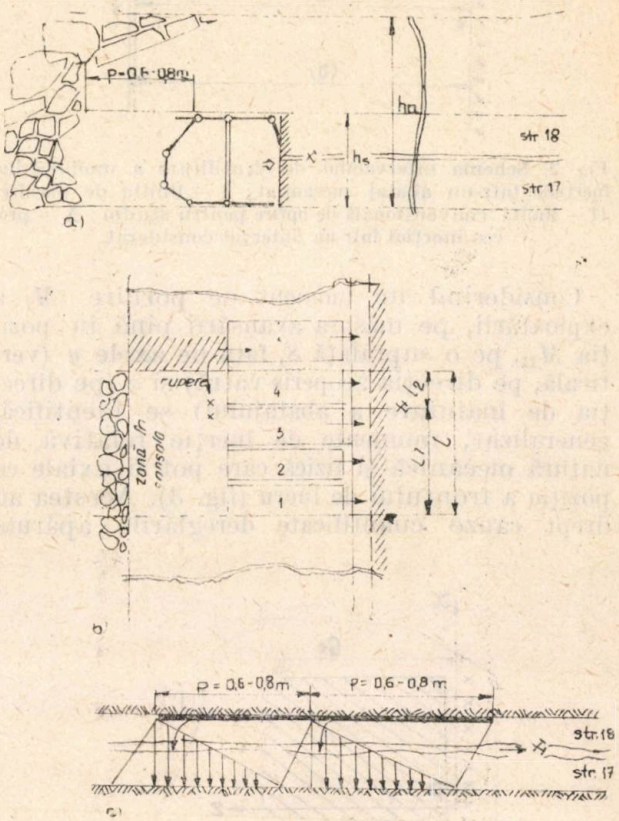


Fig. 4. Modul de rupere a acoperișului la exploatarea mecanizată a stratului 17—18, la mina Uricani: *a*) modul de rupere; *b*) ruperea la păşire; *c*) paşii de rupere.

cu complex tip CMA-5H în stratul nr. 17—18 din mina Uricani, din bazinul Valea Jiului, împreună cu situația geologică a panoului, în secțiune longitudinală (fig. 5).

2. Tendința de dereglare a poziției secțiilor

În abataj există activități cu caracter armonic generat și de repetabilitatea acestora. Apariția unor nivele noi de manifestare a presiunii miniere, în mod deosebit în intersecțiile cu galeriile de bază și de cap, în condițiile soluționării neadecvate a susținerii de intersecție, nu este sesizată permanent. Dacă se identifică aceste nivele, neexistînd flexibilitate în soluționarea tehnologică, ele sînt neglijate sau aproximate. Efectele lor sînt de natură inerțială, se perpetuează și influențează eficiența exploatării. Sesizarea mai vizibilă a acestor efecte este dată de dereglarea poziției

secţiilor de susţinere, respectiv schimbarea direcţiei de avansare (fig. 6 *a*, *b*).

3. Penetrarea stratului şi rocilor înconjurătoare cu susţinerea şi consecinţele acesteia

Susţinerea mecanizată răspunde unor cerinţe de ansamblu, iar alegerea tipului pentru un anumit strat este o decizie multicriterială.

vatră (fig. 7), gradul de penetrare fiind diferit, de la un tip de secţie la alt tip de secţie, funcţie de greutate, formă etc.

Într-o cu totul altă înţelegere, mai largă, gradul de penetrare prin exploatare, poate avea, într-o anumită pondere, caracteristici inerţiale.

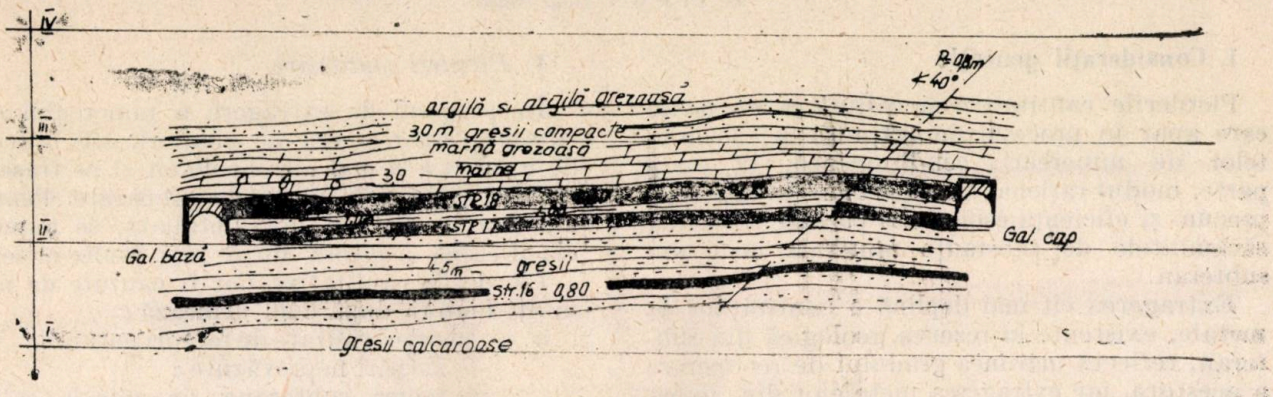


Fig. 5. Secţiune longitudinală prin abatajul frontal dotat cu complex mecanizat tip CMA-5H în stratul 17—18, la mina Uricani

Caracteristicile constructive, funcţionale — de regulă cinematice — considerate prin concepţie acceptabile, devin inacceptabile pentru anumite situaţii, latura necorespunzătoare ma-

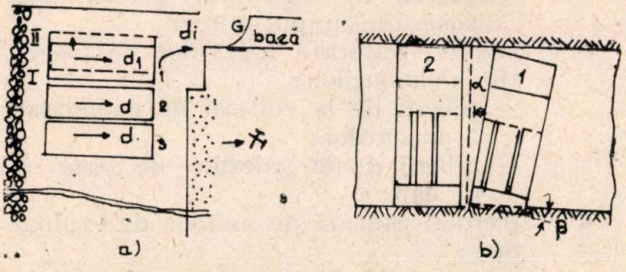


Fig. 6. Efecte ale stării inerţiale în intersecţia abatajelor mecanizate: *a*) schimbarea direcţiei de avansare; *b*) modificarea poziţiei verticale a secţiei de margine.

nifestîndu-se perpetuat. Acest aspect este de natură inerţială. O susţinere dezechilibrată constructiv conduce la penetrarea tălpilor în

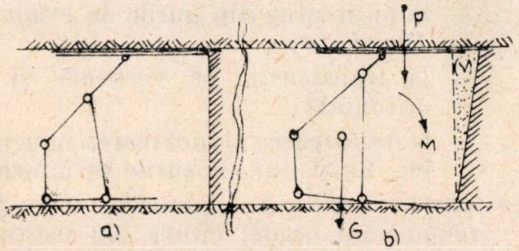


Fig. 7. Penetrarea susţinerii în vatră cu consecinţe privind înălţimea de lucru a abatajului.

IV. Aspecte finale

Îmbunătăţirea activităţii în abataje nu înregistrează progrese radicale în intervale de timp scurte. Rezultate favorabile se obţin din etapă în etapă, după îmbunătăţiri succesive, sistematice, aduse operaţiilor şi echipamentelor miniere.

Important este faptul ca deficienţele să nu fie numai recepţionate, respectiv constatate, ci să se treacă grupat la evitarea sau remedierea lor.

Starea inerţială cunoscută şi condusă în sensul dorit determină, în principal:

- scurtarea duratei opririlor;
- eliminarea locurilor înguste şi perceperea punctelor slabe ale utilajelor miniere;
- măsuri preventive, pentru a preîntîmpina avarii cu grad de repetabilitate ridicat;
- măsuri pentru reducerea duratei de existenţă a deficienţelor (modul de acţionare şi instruire a personalului);
- sesizarea la timp a unor noi surse generatoare de defecţiuni tehnologice.

În contextul în care are loc o concentrare a activităţii pe baza factorului intensiv al creşterii producţiei pe un abataj şi în condiţiile în care apar noi riscuri de defecţiuni şi deficienţe tehnologice, cunoaşterea acestui fenomen discret, dar de mare importanţă cum este starea inerţială, se dovedeşte utilă.

Stabilirea căilor de creştere a gradului de recuperare şi valorificare a metalelor din minereurile extrase prin modele matematice transpuse pe calculator Felix sau minicalculator

Ing. I. Dănescu
ec. V. Rusu
mat. Gh. Ardelean
I.C.I.T.P.M.N. Baia Mare

I. Consideraţii generale

Pierderile cantitative şi calitative de metal care apar în procesul de extracţie a zăcămintelor de minereuri condiţionează, în mare parte, modul raţional de exploatare al acestora, precum şi eficienţa economică cu care se extrag zăcămintele de substanţe minerale utile din subteran.

Extragerea cît mai deplină a cantităţilor de metale, existente în rezerva geologică din subteran, reflectă mărimea gradului de recuperare a acestora, iar extragerea metalelor din minereurile supuse prelucrării, în uzine de preparare, reflectă mărimea gradului de valorificare.

Pierderile de substanţă minerală utilă, prin neextragerea ei, după ce zăcămîntul a fost deschis — pe lîngă pierderea de metale — conduce la creşterea costurilor de producţie pe tona de minereu şi concentrat, fapt care determină scăderea veniturilor unităţii respective şi apelarea la credite bancare sau la subvenţii de la bugetul statului. În acest context, este necesar să se pună un accent deosebit pe modul de cunoaştere a acestor pierderi în extracţia minieră şi pe posibilitatea eliminării lor cît mai depline, fază după care să se acorde o atenţie mărită minereului, în sensul de a ajunge integral la uzinele de preparare, unde trebuie să se extragă complet metalele, astfel încît sterilul care ajunge în iazurile de decantare să aibă un conţinut cît mai apropiat de „zero".

Este mai economic să se facă investiţii mai mari pentru dotarea uzinelor de preparare cu tehnologie modernă, de înaltă tehnicitate, decît să se lase în steril cantităţi însemnate de metale. Tot aşa de importantă este şi eliminarea sterilului din minereu, încă de la locul extragerii acestuia, pentru a nu majora costurile de producţie.

Luînd în considerare toate aceste principii, se impune o cunoaştere amănunţită, începînd de la conducătorul unităţii şi pînă la ultimul muncitor minier, a cazurilor obiective şi subiective care generează pierderi de minereu, respectiv de metale, clasificarea acestora şi stabilirea posibilităţilor de eliminare a lor.

Pentru o mai bună înţelegere a modului de producere a pierderilor de minereu, redăm o clasificare succintă a acestor pierderi, care pot fi cantitative şi calitative.

1. *Pierderi cantitative*

În procesul de extragere a minereului din subteran apar o serie de pierderi, atît la locul de extracţie şi mai ales acolo,cît şi pe traseele de transport şi în uzina de preparare. Pentru cunoaşterea lor cît mai detaliată, se impune clasificarea acestora după mai multe criterii.

Pierderile cantitative pot fi cauzate de mai mulţi factori, după cum urmează :

a — pierderi cauzate de factori naturali :
- — surpări neprevăzute ;
- — focuri subterane (în minele sulfuroase) ;
- — deranjamente tectonice ;
- — neregularităţi în forma zăcămîntului ;

b — pierderi datorate protejării unor zone de la suprafaţă :
- — pilierii de siguranţă ai minei ;
- — pilierii de siguranţă pentru alte zone din cîmpul minier ;

c — pierderi datorate lucrărilor de pregătire a panourilor :
- — pilierii de la suitorii de delimitare a panourilor ;
- — pilierii de la galeriile de bază şi de cap ;

d — pierderi cauzate de metoda de exploatare :
- — în rambleul din vatra abatajului ;
- — între gurile de evacuare a minereului ;
- — pe culcuşul abatajului ;
- — în pilierii dintre gurile de evacuare ;

e — pierderi datorate evacuării minereului, numite şi pierderi mecanice :
- — la încărcarea din gurile de evacuare din abataje ;
- — la transportul pe verticală şi pe orizontală ;
- — la descărcarea şi încărcarea minereului în şi din silozurile de minereu;

f — pierderi datorate factorilor subiectivi (enumerăm numai cîteva din acestea) :
- — precizia estimării pe categorii a rezervelor ;
- — precizia de măsurare a grosimii mineralizaţiei ;
- — modul de măsurare a masei volumetrice şi precizia măsurării ;

— precizia cu care se face cartarea fișiilor de abataj și măsurarea rezervei excavate lunar;
— precizia măsurării pilierilor sau a rezervei abandonate din diverse cauze;
— modul de calcul al volumelor excavate;
— tendința de a se exploata rezervele geologice în mod preferențial etc.;

η — pierderi în uzina de preparare a minereului:

η_1 — pierderi datorate procesului de preparare a minereului, pe faze tehnologice, la:
— antezdrobire;
— măcinare;
— flotare;
— filtrare;

η_2 — pierderi cauzate de sistemul de probare a minereului în uzina de preparare:
— probarea minereului pentru obținerea conținutului calculat;

η_3 — alte pierderi de metale în uzina de preparare, care se datorează:
— stării de uzură avansată a instalațiilor;
— lipsei de etanșare a conductelor și a instalațiilor;
— diverse alte pierderi.

2. Noțiuni de pierderi calitative

În procesul de extracție, substanțele minerale utile se amestecă cu roci sterile, care pot proveni din intercalații, roci înconjurătoare, gangă etc. Acestea pot avea conținuturi reduse de metale, făcînd totuși obiectul exploatării, dar nu pot fi separate de mineralizație.

Plecînd de la relația cantitativă a amestecului minereu-steril, putem scrie relația:

$$Q = Q_1 + Q_2 + Q_3, \text{ t},$$

unde:

Q este cantitatea de minereu extras, t;
Q_1 — cantitatea de rezervă geologică, t;
Q_2 — cantitatea de steril, t;
Q_3 — cantitatea de apă cu care se amestecă minereul în timpul exploatării, t.

Se consideră un component util a, pe care îl conține atît rezerva geologică, cît și roca sterilă, funcție de care se va scrie relația de bilanț cantitativă:

$$Q_a = Q_1 a_1 + Q_2 a_2 + Q_3 a_3, \text{ t}.$$

Din această relație se va calcula diluția cantitativă D_c și relația calitativă d_c cu condiția ca $Q_3 = 0$ sau $Q_3 a_3 = 0$, deci:

$$D_c = \frac{Q_2}{Q} 100 \text{ și } d_c = \left(1 - \frac{a}{a_1}\right) 100.$$

Astfel avem două cazuri:

● cînd roca înconjurătoare este sterilă pentru elementele de bază Pb, Zn (majoritatea zăcămintelor filoniene), $Q_3 = 0$, deci $D_c = d_c$;

● cînd roca înconjurătoare conține componenți utili, adică $Q_3 = 0$, atunci $D_c < d_c$.

În situația scăderii conținuturilor în componenți utili ai minereurilor exploatate, menținerea constantă a diluției cantitative conduce la o creștere a costurilor de producție ale componenților utili, după relația:

$$q_s = \frac{C_2}{Q_1} = \frac{C_2}{Q_1\left(1 - \frac{Q_2}{Q_1}\right)}, \text{ lei/t};$$

unde:

q_s este costul suplimentar datorită rocilor sterile, lei/t;
C_2 — costul de producție al sterilului (extracție, încărcare, transport, prelucrare, haldare), lei/t.

În situația unei diluții ipotetice cantitative constante, $D_c = 20\%$ și $C_2 = 50$ lei/t, pentru $Q_2 = 200$ kg rocă sterilă, conținutul în metal al minereului scade de la 3 la 2 și la 1%, costurile suplimentare de producție vor crește de la 2,08 la 3,12 lei/kg, în primul caz, iar în al doilea caz costul suplimentar este de 6,25 lei/t (fig. 1).

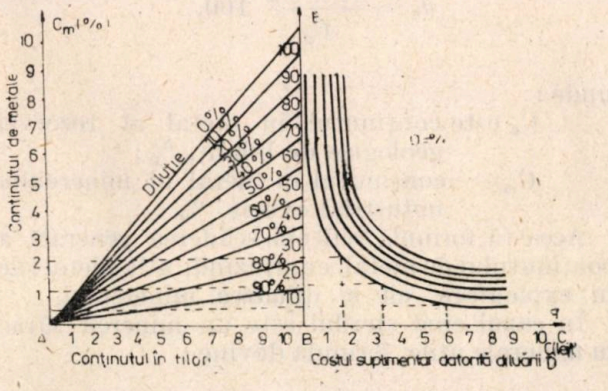


Fig.1. Nomogramă de corelație între conținutul de metale din filon, minereul industrial extras, diluția și costul datorită adaosului de steril.

Nomograma din figura 1 redă corelația între conținutul de metale al mineralizației, minereul industrial extras, diluția și costul suplimentar datorită adaosului de steril.

Din cele explicate reiese că, în timpul exploatării, chiar dacă se menține diluția cantitativă constantă, apar scăderi ale conținuturilor componenților utili, care apoi apar în pierderi calitative influențate de următorii factori externi:

— apa de la perforare;
— apa din infiltrațiile ce apar în masa filoniană și în roca înconjurătoare;

— sfărîmarea minereului în urma exploziei de la împușcare;
— pierderea de minereu în rambleul care umple golurile vetrei abatajului, la metoda de exploatare cu fișii orizontale ascendente;
— intemperiile de la suprafață;
— pierderi de minereu la transportul pe verticală și orizontală;
— spălarea probelor recoltate;
— depuneri pe pereții abatajului în timpul excavării.

În unele mine s-au făcut analize chimice de unde a reieșit că, în unele faze tehnologice prin care trece minereul din abataj și pînă la intrarea în uzina de preparare, conținutul metalelor scade. Această scădere poate ajunge, în unele cazuri, pînă la 17% pentru Pb și 32% pentru Zn.

Un alt factor care influențează aceste pierderi calitative este alterarea minereului înmagazinat în abataj, într-o perioadă de timp mai îndelungată.

La una din mine s-au făcut încercări cu spălarea probelor recoltate și a reieșit o pierdere cantitativă de 9,7%, iar pierderile calitative au fost de 14% la Pb și 22% la Zn.

Pierderile calitative sînt generate de diluția minereului și se calculează cu relația:

$$d_c = \frac{C_g - C_m}{C_g} 100,$$

unde:

C_g este conținutul în metal al rezervei geologice de bilanț, %;

C_m — conținutul în metal al minereului industrial extras, %.

Această formulă reflectă scăderea generală a conținutului de metal, cuprinzînd, atît pierderile în exploatare, cît și diluarea minereului.

În cazul cînd sterilul este un minereu sărac în minerale utile, formula devine:

$$d_c = \frac{C_g - C_m}{C_g + C_s}, \%$$

unde:

C_s este conținutul în metal al sterilului, %.

O clasificare a pierderilor calitative se impune de la sine, în vederea unei mai bune înțelegeri și cunoașteri, și anume:

a — după natura lor acestea provin din:
— intercalații;
— roci înconjurătoare;
— amestecul de mineralizație cu rambleul din abataje;
— din gangă etc.

b — după modul de extragere a mineralelor utile, aceste pierderi apar datorită:
— oxidării minereului înmagazinat;
— fenomenelor mecano-fizico-chimice;
— detritusului de la perforare;
— împușcării cu exploziv a găurilor de mină;
— operațiilor de excavare a minereului derocat:
— tehnologiei de preparare.

II. Posibilități de simulare pe calculator a influenței pierderilor asupra gradului de recuperare și valorificare a metalelor din minereurile extrase

O modalitate sigură de a crește eficiența activității de exploatare a minereurilor o constituie reducerea pierderilor de minereu înregistrate pe toate fazele procesului tehnologic. Problema care se ridică în fața specialiștilor minieri este aceea de a cunoaște toate cauzele care au ca efect producerea pierderilor, de a le departaja din punctul de vedere al efectului asupra producției, în ansamblu și pe faze.

Trebuie remarcat faptul că pierderile de minereu înregistrate pe parcursul procesului tehnologic pot fi de natură obiectivă sau subiectivă. Pierderile care au cauze subiective pot fi mai ușor înlăturate, aceasta depinzînd de factorii de decizie și de cei care coordonează în mod direct activitatea de producție.

Pentru înlăturarea sau reducerea pierderilor generate de cauze obiective trebuie depuse eforturi mult mai mari în vederea îmbunătățirii tehnicilor și tehnologiilor de extracție a minereurilor, de a găsi și aplica soluțiile optime la problemele ridicate de exploatarea zăcămintelor, de a îmbunătăți organizarea și conducerea activității miniere. În acest sens, factorii de decizie sînt sprijiniți, în activitatea depusă, de informațiile obținute prin rezolvarea diferitelor probleme cu ajutorul metodelor moderne de calcul. Astfel, în contextul problemei de față este util de anticipat efectul unei cauze sau grupe de cauze generatoare de pierderi, asupra rezultatelor finale ale producției sau asupra coeficientului de pierderi interfazice.

Pentru a ajunge rapid la aceste informații, în vederea scurtării ciclului decizional, este indicat a se asocia procesului tehnologic un model matematic pe baza căruia să se simuleze procesul, punctul de plecare fiind constituit de cuantificarea procentelor de pierderi pe cauze, pe fiecare fază a fluxului tehnologic. Se pot stabili mai multe variante de cuantificare, pornind de la o variantă inițială (de regulă cea mai defavorabilă), apoi reducînd sau crescînd limitele procentelor pentru anumite cauze.

1. *Prezentarea generală a modelului matematic*

În procesul de producție apar o serie de pierderi care afectează producția. Efectul pierderilor

poate fi evaluat mai rapid și mai exact utilizînd metode moderne de calcul. De actualitate este metoda simulării pe calculator a procesului tehnologic, folosind un model matematic cît mai adecvat. În prima etapă trebuie stabilite cauzele care duc la apariția pierderilor pe fiecare fază prin care trece minereul, de la rezerva geologică inițială și pînă în faza de concentrat.

În vederea cuantificării ponderii cu care influențează fiecare cauză generatoare de pierderi, s-a efectuat o analiză avînd la bază statistica realizărilor cantitative din perioada 1984—1989 și valoarea metalelor (Pb, Cu, Zn) realizate la o mină.

Cauzele pierderilor au fost inventariate și grupate pe următoarele faze ale procesului tehnologic (tab. 1):

F_1 — rezerva geologică inițială; F_2 — rezerva geologică exploatată; F_3 — rezerva geologică excavată; F_4 — rezerva geologică consumată; F_5 — rezerva geologică extrasă; F_6 — minereu industrial extras cu conținut analizat; F_7 — minereu industrial extras cu conținut calculat; F_8 — metale în concentrat.

cinţele reducerii acțiunii unor cauze prin generarea aleatoare a procentelor de pierderi între limitele estimate inițial.

Modelul matematic ce se va alege trebuie să prezinte următoarele particularități:

— fazele procesului tehnologic:

$$F_i,\ i = 1; 2; \ldots; n\ (n = 8);$$

— cauzele pierderilor pe fluxul tehnologic: $c_j,\ j = 1; 2; \ldots; n$, cu specificația că mulțimea $C_1; C_2; \ldots; C_m$ a cauzelor poate fi scrisă ca o reuniune de submulțimi disjuncte de forma:

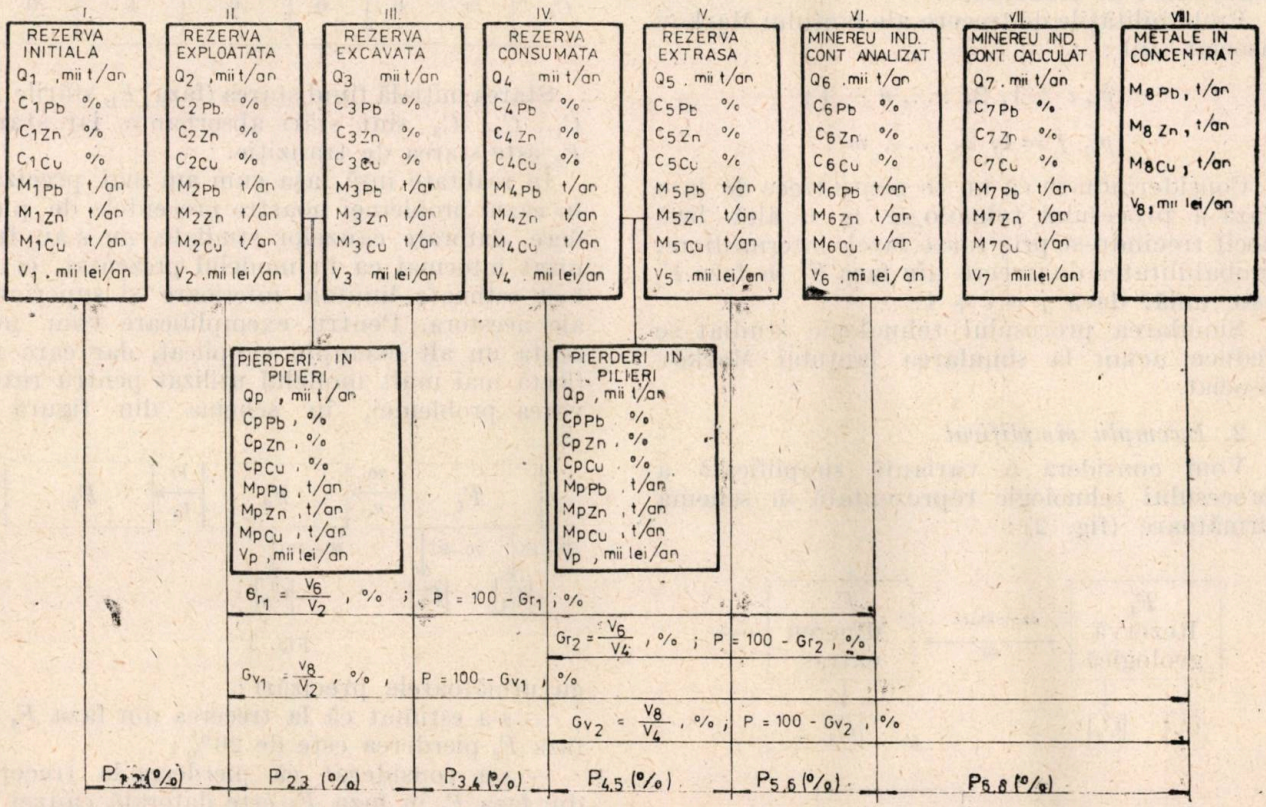
$$C_i = C_{i_1}, C_{i_2}, \ldots, C_{i_k},\ i = 1; 2; \ldots; n-1, \quad (1)$$

unde C_i reprezintă mulțimea cauzelor ce determină pierderi la trecerea din faza F_i în faza F_{i+1} a procesului tehnologic.

Fie $I_i = i_1; i_2; \ldots; i_k$, adică I_i reprezintă mulțimea indicilor cauzelor din mulțimea C_i (vezi relația 1).

Vom nota cu P_j procentul de pierderi datorate cauzei $C_j,\ j = 1; 2; \ldots; m$.

Fazele tehnologice prin care trec metalele în procesul de producție *Tabelul 1*



În etapa de față s-au luat în considerare pierderile valorice și s-au estimat, în procente, pe faze și cauze. În etapa următoare se poate trece la elaborarea unui model matematic a cărui simulare pe calculator să scoată în evidență influența anumitor cauze de pierderi interfazice asupra pierderilor totale și conse-

În aceste condiții procentul de trecere (a minereului) din faza F_i în faza F_{i+1}, va fi:

$$P_i = 100 - \sum_{j \in I_i} P_j.$$

Fie $p_j = \frac{P_j}{100},\quad j = 1; 2; \ldots; m;$

$$\bar{p}_i = \frac{P_i}{100}, \quad i = 1;\ 2;\ \ldots;\ n-1.$$

Atunci $\bar{p}_i$ pot fi privite ca probabilităţi de trecere de la faza F_1 a procesului tehnologic la faza următoare, iar p_j se pot asimila cu probabilităţile de pierdere din cauza C_j, fiind valorificate relaţiile :

$$\sum_{j \in I_i} P_j + P_i = 1;$$

$$0 \leqslant p_j \leqslant 1 \quad j = 1;\ 2;\ \ldots;\ m;$$

$$0 \leqslant \bar{p}_i \leqslant 1 \quad i = 1;\ 2;\ \ldots;\ n-1.$$

Aceste observaţii conduc la a asocia, ca model matematic al procesului tehnologic prezentat, un lanţ Markov staţionar cu un număr finit de stări, stările fiind asimilate cu fazele procesului tehnologic şi cu cauzele pierderilor.

Faza iniţială F_1 reprezintă starea iniţială a lanţului Markov ; stările corespunzătoare cauzelor, ca şi starea finală F_n, reprezintă stările absorbante ale lanţului Markov asociat, iar celelalte faze ale procesului tehnologic reprezintă stări de tranziţie.

Probabilităţile de trecere ale lanţului Markov asociat sînt :

$$\bar{p}_i,\ i = 1,\ 2,\ \ldots,\ n-1;$$

$$p_j,\ j = 1,\ 2,\ \ldots,\ m.$$

Considerîndu-se că nu se poate trece de la o fază a procesului tehnologic la o altă fază decît trecîndu-se prin toate fazele intermediare, probabilitatea de trecere din faza F_i în faza F_j este nulă, dacă $j \neq i + 1$.

Simularea procesului tehnologic studiat se reduce acum la simularea lanţului Markov asociat.

2. *Exemplu simplificat*

Vom considera o variantă simplificată a procesului tehnologic reprezentată în schema următoare (fig. 2) :

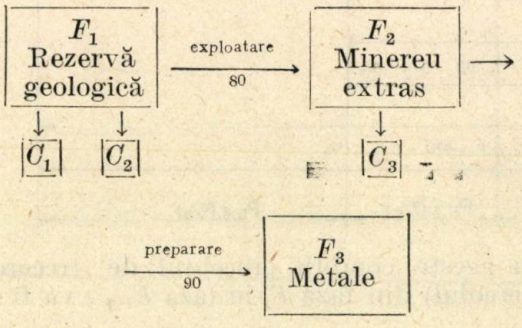


Fig. 2

unde F_1, F_2, F_3 reprezintă stările în care se poate afla minereul, fiind luate în considerare, ca faze ale procesului tehnologic, faza de exploatare şi faza de preparare (pentru simplificarea modelului).

Cauzele C_1 şi respectiv C_2 duc la pierderi în faza de exploatare de 5, respectiv 15 procente, urmînd ca numai 80% din rezerva geologică să devină minereu extras. De asemenea, cauza C_3 acţionează în etapa de preparare, ducînd la o pierdere de 10%.

În aceste condiţii matricea probabilităţilor de trecere, asociată lanţului Markov corespunzător, va fi :

Tabelul 2

	F_1	F_2	F_3	C_1	C_2	C_3
F_1	0	0,8	0	0,05	0,15	0
F_2	0	0	0,9	0	0	0,1
F_3	0	0	0	0	0	0
C_1	0	0	0	1	0	0
C_2	0	0	0	0	1	0
C_3	0	0	0	0	0	0

Starea iniţială fiind starea (faza) F_1, stările F_3, C_1, C_2, C_3 sînt stări absorbante, iar starea F_2 este starea de tranziţie.

În realitate însă, aşa cum am mai precizat, în cazul problemei noastre procentele de pierdere, datorate cauzelor studiate, nu s-au furnizat întocmai ca în modelul prezentat, ci au fost estimate limitele inferioare şi superioare ale acestora. Pentru exemplificare vom prezenta un alt exemplu simplicat, dar care reflectă mai mult modelul utilizat pentru rezolvarea problemei, în schema din figura 3,

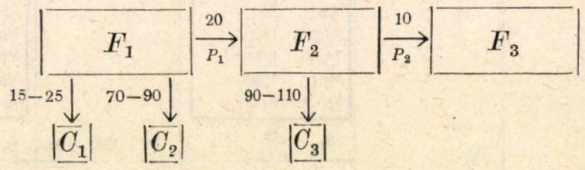


Fig. 3

cu următoarele precizări :

— s-a estimat că la trecerea din faza F_1 în faza F_2 pierderea este de 20% ;

— s-a considerat că pierderea la trecerea din faza F_1 în faza F_2 este datorată cauzei C_1 în proporţie de 15 pînă la 25% şi datorată cauzei C_2 în proporţie de 70—90% ;

— se observă că suma mediilor procentelor de pierderi pe cauze este de 100% :

$$\frac{15+25}{2} + \frac{70+90}{2} = 20 + 80 = 100;$$

— pentru a se genera procentul P_1 de pierdere la trecerea din faza F_1 în faza F_2 se va genera un număr $\bar{p}_1$ cuprins între 15 și 25, și un număr $\bar{p}_2$, cuprins între 70 și 90, $\bar{p}_1$ respectiv $\bar{p}_2$ considerîndu-se ponderile cauzei C_1, respectiv C_2, în pierderea considerată, iar P_1 se va obține astfel :

$$P_1 = (\bar{p}_1 + \bar{p}_2)20 ;$$

— procentele de pierdere datorate cauzelor C_1 și respectiv C_2, la trecerea din faza F_1 în faza F_2, vor fi :

$$p_1 = \bar{p}_1 \cdot 20/100 ;$$

respectiv ;

$$p_2 = \bar{p}_2 \cdot 20/100 ;$$

— analog se obține p_3 și P_3.

3. *Variante de model*

În cele ce urmează vom prezenta, tot prin exemple simplificate, cele două variante de model în forma în care au fost utilizate pentru rezolvarea problemei și deci și programate la calculator.

Într-o primă variantă (notată în program prin V_1) s-a utilizat efectiv modelul de lanț Markov pentru a cărui simulare s-a procedat în felul următor :

— după generarea procentelor de pierderi p_1 și a procentelor de trecere $(100 - P_j)$ se ajunge la modelul din figura 2 ;

— procentele de pierderi și respectiv de trecere se transformă în probabilități de pierdere, respectiv de trecere, ajungînd la probabilitățile din tabelul 2.

Se consideră o particulă care intră în faza F_1. Această particulă poate trece în faza F_2 cu probabilitatea de 0,8, care se poate pierde din cauza C_1 (intră în starea absorbantă C_1 a lanțului Markov), cu probabilitatea de 0,05 sau se pierde din cauza lui C_2 (intră în starea C_2) cu probabilitatea de 0,15.

Pentru determinarea traiectoriei particulei se generează întîi un număr aleator $U_1 \in (0,1)$ (utilizînd subrutina RND) care generează la fiecare apel un număr aleator repartizat uniform în intervalul (0,1). Dacă U_1 este cuprins între 0 și 0,05, atunci particulele se pierd din cauza (intră în starea) C_2, astfel particula trece în faza F_2.

Presupunînd că particula a ajuns în faza F_2, se generează un nou număr aleator $U_2 \in (0,1)$. Dacă $U_2 \in (0 ; 0,1)$, atunci particula se pierde din cauza (intră în starea)C_3, astfel particula trece în faza (starea absorbantă finală) F_3. Traiectoria particulei care începe în faza (starea inițială) F_1 este generată ca mai sus și continuă pînă la ajungerea particulei într-o stare absorbantă (se pierde într-o anumită cauză sau ajunge în fază finală). Ciclul descris se repetă pentru un număr suficient de mare de particule. Numărul C_i de particule pierdute din cauza C_i (ajunge în starea C_i a lanțului Markov) estimează cantitatea (valoarea) finală rămasă.

În cea de-a doua variantă (notată în program și în listele obținute la calculator cu V_2), după generarea procentelor absolute de pierderi pe cauze și a procentelor de trecere între faze (p_i și respectiv $(100 - P_j)$), se trece la aplicarea acestor procente cantităților (valorilor) din fazele corespunzătoare pentru determinarea cantităților (valorilor) pierdute din cauzele respective, determinîndu-se totodată cantitățile (valorile) rămase în starea finală.

Atît în cazul variantei V_1, cît și în cazul variantei V_2, experimentul (simularea) se repetă de mai multe ori, alegîndu-se, în final, ca valoare generală, media valorilor obținute.

4. *Variante de faze*

La punctul 1 au fost prezentate fazele procesului tehnologic analizat (F_1 pînă la F_8). Corespunzător scopului urmărit, și anume acela de îmbunătățire a gradului de recuperare și a gradului de valorificare a metalului din minereul extras, au fost stabilite patru variante de înlănțuire de faze (prezentate generic sub denumirea de proces tehnologic), după cum urmează.

1. Recuperarea raportată la rezerva exploatată (fig. 4 și 6) :

$$F_2 \longrightarrow F_3 \longrightarrow F_6.$$

2. Recuperarea raportată la rezerva consumată (fig. 5 și 9):

$$F_4 \longrightarrow F_5 \longrightarrow F_6.$$

3. Valorificarea raportată la rezerva exploatată (fig. 6 și 10) :

$$F_2 \longrightarrow F_3 \longrightarrow F_6 \longrightarrow F_8.$$

4. Valorificarea raportată la rezerva consumată (fig. 7 și 11) :

$$F_4 \longrightarrow F_5 \longrightarrow F_6 \longrightarrow F_8.$$

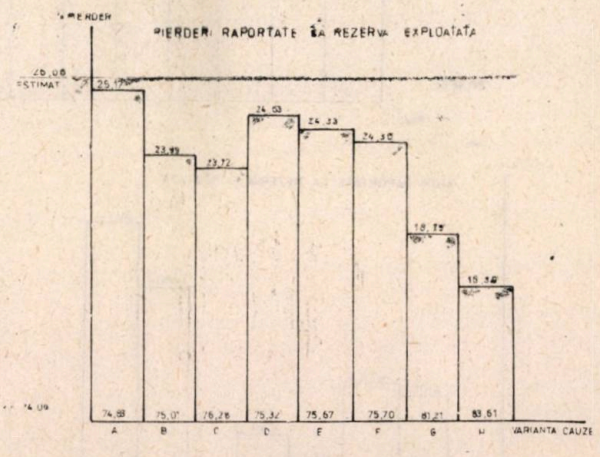


Fig. 4. Evaluarea gradului de recuperare ; 1 % Kr = 5,39 lei/t minereu.

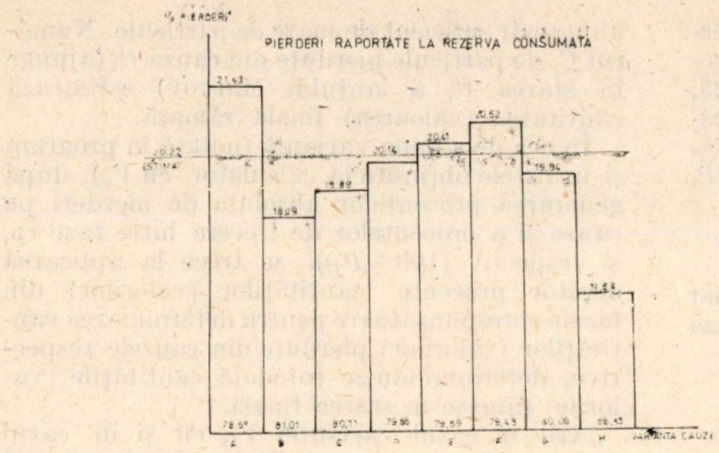


Fig. 5. Evaluarea gradului de recuperare;
1 % $Kr = 5$ lei/t minereu.

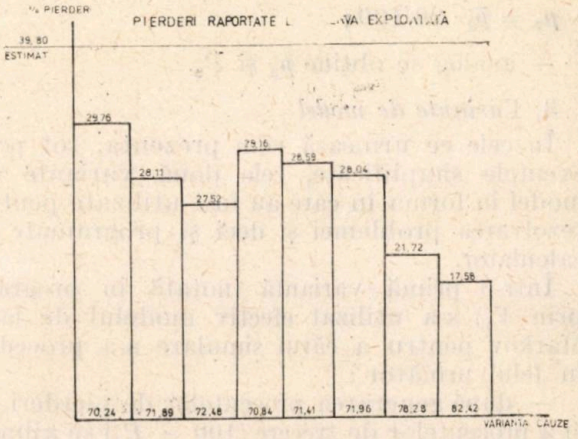


Fig. 6. Evaluarea gradului de valorificare;
1 % $Kv = 452$ lei/t metal.

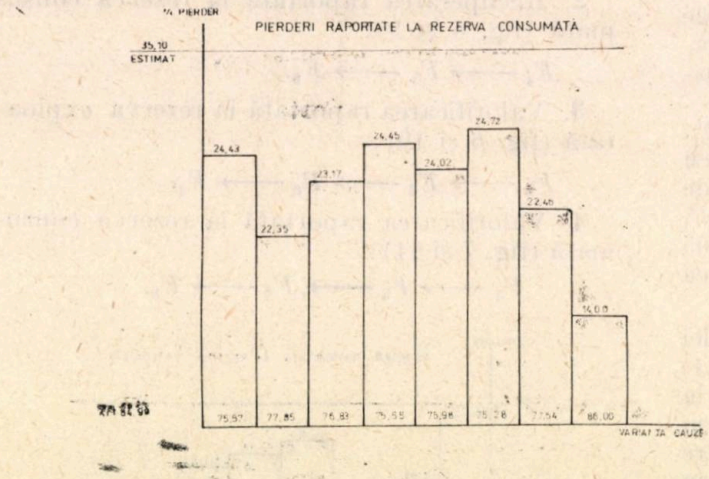


Fig. 7. Evaluarea gradului de valorificare;
1 % $Kv = 419{,}4$ lei/t metal.

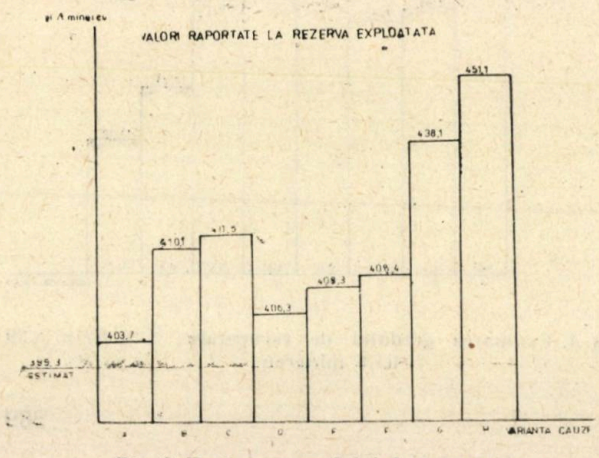


Fig. 8. Evaluarea gradului de recuperare.

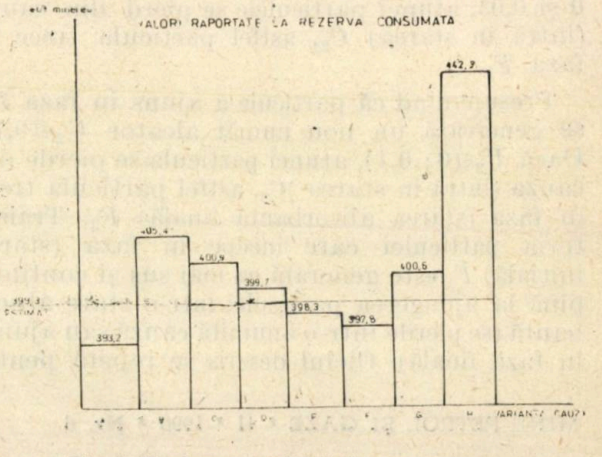


Fig. 9. Evaluarea gradului de recuperare.

Variante de cauze. Sinteza rezultatelor

În scopul identificării căilor de creștere a gradului de recuperare și a gradului de valorificare a metalelor din minereul industrial extras,

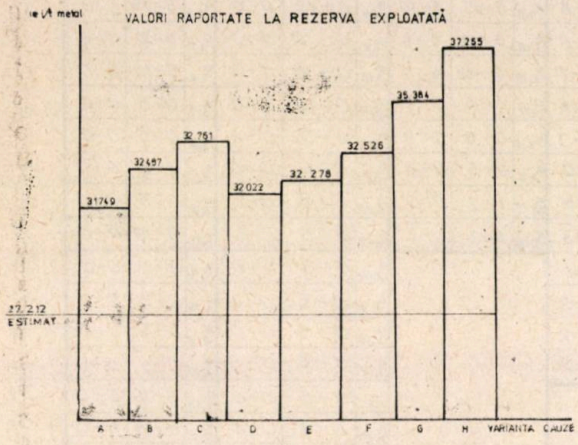


Fig. 10. Evaluarea gradului de valorificare.

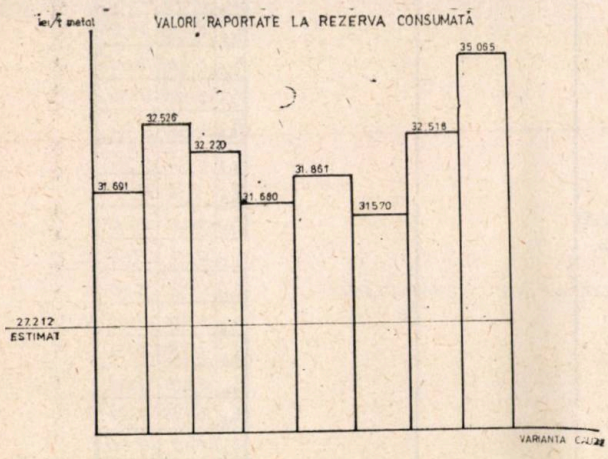


Fig. 11. Evaluarea gradului de valorificare.

au fost stabilite opt variante de cuantificări ale procentelor de pierderi pe cauze (notate A, B, C, D, E, F, G, H) și pe fazele procesului tehnologic, pornindu-se de la o variantă inițială (notată A) și apoi reducînd sau crescînd limitele acestor procente pentru anumite cauze (fig. 12).

Pentru fiecare din cele patru variante de calcul stabilite, corespunzătoare variantelor de faze (recuperare raportată la rezerva exploatată, recuperare raportată la rezerva consumată, valorificare raportată la rezerva exploatată, valorificare raportată la rezerva consumată) s-au efectuat simulări, corespunzătoare fiecărei variante de cauze (10 simulări la fiecare variantă de cauze în listingul rezultatelor „variantă" se referă la faze, iar „subvariantă" se referă la cauze), punîndu-se în evidență gradul de recuperare și valorificare obținut. Pe baza acestor rezultate obținute se întocmește, pentru fiecare variantă de calcul, cîte o histogramă reflectînd evoluția gradului de recuperare sau valorificare în raport cu variantele de cauze (fig. 4 — 7), acestea constituind sinteza rezultatelor obținute prin simulare la calculator.

Similar, pentru fiecare din cele patru variante de calcul, se întocmește cîte o histogramă, reflectînd evoluția valorilor obținute (în lei/t), în funcție de variantele de cauze (fig. 8—11).

Avînd acum prezentate sintetic rezultatele obținute în urma simulărilor, se va alege (în limita posibilităților reale în practică) varianta care duce la cel mai ridicat grad de recuperare sau valorificare, punîndu-se astfel în evidență cauzele care trebuie reduse și limitele de reducere ale acestora.

Exemplu de calcul al pierderilor valorice de metale din minereu

Rezerva geologică inițială luată în considerare :

$$Q_{I} = 360 \text{ mii t/an}; \quad Q_{Pb} = 2\,320 \text{ t/an};$$
$$Q_{Zn} = 5\,415 \text{ t/an}; \quad Q_{Cu} = 1\,560 \text{ t/an}.$$

Rezerva geologică exploatată (excavat + + pierderi pilieri) :

$$Q_{II} = 315 \text{ mii t/an}; \quad Q_{Pb} = 1\,895 \text{ t/an};$$
$$Q_{Zn} = 4\,554 \text{ t/an}; \quad Q_{Cu} = 1\,388 \text{ z/an}.$$

Rezerva geologică excavată :

$$Q_{III} = 300 \text{ mii t/an}; \quad Q_{Pb} = 1\,786 \text{ t/an};$$
$$Q_{Zn} = 4\,281 \text{ t/an}; \quad Q_{Cu} = 1\,303 \text{ t/an};$$

Rezerva geologică consumată (extras + pierderi în pilieri) :

$$Q_{IV} = 293 \text{ mii t/an}; \quad Q_{Pb} = 1\,878 \text{ t/an};$$
$$Q_{Zn} = 4\,442 \text{ t/an}; \quad Q_{Cu} = 1209 \text{ t/an}.$$

Rezerva geologică extrasă :

$$Q_{V} = 278 \text{ mii t/an}; \quad Q_{Pb} = 1\,769 \text{ t/an};$$
$$Q_{Zn} = 4\,169 \text{ t/an}; \quad Q_{Cu} = 1\,125 \text{ t/an}.$$

Minereu industrial extras cu conținut analizat :

$$Q_{VI} = 402 \text{ mii t/an}; \quad Q_{Pb} = 1\,269 \text{ t/an};$$
$$Q_{Zn} = 3\,525 \text{ t/an}; \quad Q_{Cu} = 1\,024 \text{ t/an}.$$

Minereu industrial extras cu conținut calculat :

$$Q_{VII} = 402 \text{ mii t/an}; \quad Q_{Pb} = 1\,413 \text{ t/an};$$
$$Q_{Zn} = 3\,454 \text{ t/an}; \quad Q_{Cu} = 1\,028 \text{ t/an}.$$

Metale în concentrat ;

$$Q_{Pb} = 1\,088 \text{ t/an}; \quad Q_{Zn} = 2\,901 \text{ t/an};$$
$$Q_{Cu} = 812 \text{ t/an}.$$

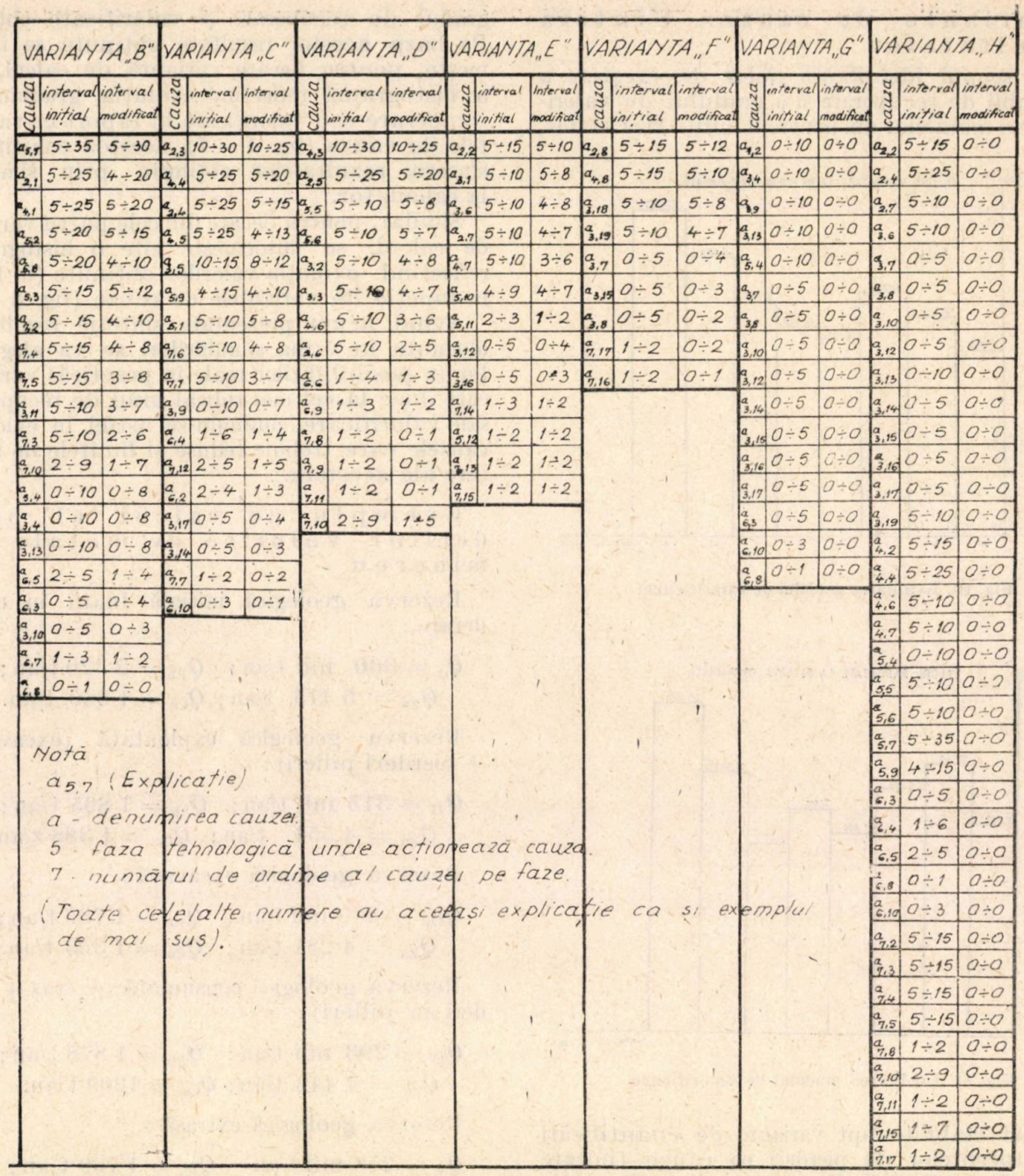


Fig. 12. Variante de cuantificare a cauzelor posibile ale pierderilor în vederea calculului gradului de recuperare și valorificare pe calculator.

Pierderi în pilieri :

$$Q_p = 15 \text{ mii t/an}; \quad Q_{Pb} = 108 \text{ t/an};$$

$$Q_{Zn} = 272 \text{ t/an}; \quad Q_{Cu} = 84 \text{ t/an}.$$

Valoarea metalelor, pornind de la rezerva geologică inițială, pînă la metale în concentrate ($V_I \ldots V_{VIII}$) și valoarea pierderilor de metale în pilieri s-au calculat în mii lei pe an.

Coeficientul de transformare cantitativ, raportat la rezerva exploatată, este :

$$k_1 = \frac{Q_6}{Q_2} = \frac{402}{315} = 1{,}27.$$

Coeficientul de transformare calitativ pentru metale este dat de :

$$k_2 = \frac{C_6}{C_2},$$

rezultînd :

$$k_{2\,Pb} = 0{,}61\,;$$

$$k_{2\,Zn} = 0{,}60\,;$$

$$k_{2\,Cu} = 0{,}59.$$

Gradul de recuperare (raportat la rezerva exploatată) :

$$k_r = \frac{M_6}{M_2} \cdot 100\,;$$

$$k_{r\,Pb} = \frac{1\,269}{1\,895} \cdot 100 = 67\,\%\,;$$

$$k_{r\,Zn} = \frac{3\,524{,}6}{4\,553{,}8} \cdot 100 = 77\,\%\,;$$

$$k_{r\,Cu} = \frac{1\,024}{1\,388} \cdot 100 = 74\,\%.$$

Gradul de recuperare valoric (raportat la rezerva exploatată) se determină cu formula :

$$k_{r\,V} = \frac{V_6}{V_2} \cdot 100, \text{ rezultînd } k_{rV} = 74\,\%.$$

Pierderile totale includ pierderile în pilieri şi pierderile tehnologice.

Gradul de valorificare raportat la rezerva exploatată

Gradul de valorificare cantitativ este redat de :

$$k_{V_1} = \frac{Q_3}{Q_2} \cdot 100.$$

Gradul de valorificare valoric este redat de :

$$k_{V_2} = \frac{V_8}{V_2} \cdot 100.$$

Coeficientul de transformare cantitativ (raportat la rezerva considerată consumată) se calculează cu formula :

$$k_1 = \frac{Q_6}{Q_4},$$

iar coeficientul de transformare calitativ, cu formula :

$$k_2 = \frac{C_6}{C_4}.$$

Gradul de recuperare cantitativ (raportat la rezerva considerată consumată) se determină cu formula :

$$k_r = \frac{M_6}{M_4} \cdot 100\,;$$

rezultînd :

$$k_{r\,Pb} = \frac{1\,270}{1\,878} \cdot 100 = 67{,}60\,\%\,;$$

$$k_{r\,Zn} = \frac{3\,526}{4\,442} \cdot 100 = 79{,}3\,\%\,;$$

$$k_{r\,Cu} = \frac{1\,024}{1\,209} \cdot 100 = 84{,}7\,\%.$$

Gradul de recuperare valoric (raportat la rezerva considerată consumată) se determină cu formula :

$$k_{r\,V} = \frac{V_6}{V_4} \cdot 100,$$

rezultînd :

$$k_{r\,V} = 79{,}78\,\%.$$

Gradul de valorificare raportat la rezerva considerată consumată

Gradul de valorificare cantitativ pe metale se calculează cu :

$$k_{V_1} = \frac{Q_8}{Q_4} \cdot 100,$$

iar gradul de valorificare valoric cu :

$$k_{V_2} = \frac{V_8}{V_4} \cdot 100$$

III. Cuantificarea cauzelor care generează pierderi de metale pe faze tehnologice

În continuare se inventariază cauzele posibile ce duc la apariţia pierderilor şi li se atribuie ponderi ce pot varia între anumite limite (stabilite de specialiştii minieri).

1. *Cauze posibile legate de confirmarea rezervelor geologice*

I		II
Rezerva geologică iniţială	0,85 % →	Rezerva geologică exploatată (excavată + pierderi pilieri)

Denumirea cauzei	Pondere
1. La stabilirea rezervelor de bilanţ nu se ţine întotdeauna seama de recomandările din literatura de specialitate care prevede următoarele probabilităţi pentru rezerve :	
— categoria A = 90 %	5—25
— categoria B = 80 %	15%
— categoria C = 60 %	

2.	La programarea rezervelor pentru exploatare nu se folosesc coeficienţii de confirmare care se calculează anual la panourile terminate pe o perioadă de 5 ani	0—10 5 %
3.	Gradele optime de asigurare cu rezerve nu se calculează în funcţie de necesitatea de a reactiva rezervele geologice imobilizate în panourile izolate şi inaccesibile într-o anumită perioadă	5—10 7,5 %
4.	Coeficienţii de confirmare a rezervelor nu se calculează şi pentru panourile în curs de excavare, aceştia calculîndu-se numai pentru panourile terminate	5—15 10 %
5.	Neconfirmări datorită fenomenului de oxidare şi alterare	5—10 7,5 %
6.	Neconfirmări datorită fenomenului de tectonizare	5—10 7,5 %
7.	La alegerea metodelor de exploatare nu se ţine seama de rezervele din categoria C_1 şi probabilităţile lor.	5—20 12,5 %
8.	La trecerea rezervelor din categoria C_1 în B nu se ţine seama şi de informaţiile obţinute după probarea unei fişii de abataj sau preabataj deasupra galeriei de cap	5—10 7,5 %
9.	La evaluarea rezervelor nu se iau în considerare umiditatea minereului şi greutatea specifică calculată	5—10 7,5 %
10.	Nu se alege întotdeauna metoda cea mai potrivită pentru stabilirea rezervei exploatabile	5—10 7,5 %
11.	Neconfirmări datorită variaţiilor pe orizontală şi verticală, cantitative şi calitative ale mineralizaţiei	5—20 12,5 %
	Total	100 %

2. *Cauze posibile legate de pierderile de metale în pilierii de siguranţă*

II		III
Rezerva geologică exploatată (rezerva excavată + pierderi pilieri)	2,99 % →	Rezerva geologică excavată

1.	Se lasă pilieri neprevăzuţi (din motive de siguranţă)	5—25 15 %
2.	Hărţile topografice nu marchează pilierii neprevăzuţi	5—15 10 %
3.	Depăşirea pilierilor planificaţi pentru fiecare metodă de exploatare în planul general de exploatare al unităţii.	10—30 20 %
4.	Dimensionarea pilierilor de siguranţă nu se face întotdeauna riguros cu ajutorul unor formule existente : $h_p = \frac{1}{a} L$ (V. Popa) $a = (0{,}275 + 0{,}425)$m ; L — lăţimea abatajului	5—25 15 %
5.	Nerespectarea pilierilor planificaţi datorită dificultăţilor de urmărire vizuală a dimensiunilor acestora în timpul excavării	5—25 15 %
6.	Nu se evidenţiază în fişa de panou a abatajului pilierii neprevăzuţi, lăsaţi în timpul excavării	5—10 7,5 %
7.	Necesitatea existenţei unei comisii tehnice la fiecare unitate, care să verifice periodic respectarea dimensiunilor pilierilor planificaţi	5—10 7,5 %
8.	Amplasarea construcţiilor în subteran şi la suprafaţă duce la imobilizarea unei cantităţi de rezerve	5—15 10 %
	Total	100 %

3. *Cauze posibile legate de pierderi de metale la excavarea rezervei geologice*

III		IV
Rezerva geologică excavată	5,78 % →	Rezerva geologică consumată (rezerva extrasă + pierderi pilieri)

	Denumirea cauzei	Pondere
1.	La recepţiile lunare nu se calculează porţiunile neexploatate (lăsate ca pilieri de siguranţă) şi nu se pun în evidenţă ca pilieri	5—10 7,5 %
2.	Rămîne minereu în pereţii abatajului în timpul excavării, datorită imposibilităţii urmăririi vizuale a configuraţiei mineralizaţiei	5—10 7,5 %
3.	Imposibilitatea de a se exploata selectiv în unele cazuri datorită intercalaţiilor de steril care sînt incluse în mineralizaţie	5—10 7,5 %
4.	La probarea abatajelor nu se respectă echidistanţa de 3 m la fişiile de abataj pe orizontală şi de 10 m pe verticală între fişii de abataj şi nu se ţine pasul cu excavarea la abatajele cu înmagazinare	0—10 5 %
5.	Excavarea incompletă a mineralizaţiei datorită neuniformităţii la metoda de exploatare cu înmagazinare	10—15 12,5 %
6.	Nu se verifică periodic în timpul excavării greutatea specifică a minereului şi a sterilului	5—10 7,5 %
7.	Încadrarea şi perfecţionarea personalului muncitor care recoltează probele din subteran şi urmărirea şi verificarea modului de executare a recoltării	0—5 2,5 %
8.	Repartizarea geologilor la sectoare astfel încît unui geolog să-i revină 5—6 abataje	0—5 2,5 %
9.	Apar întîrzieri în comunicarea rezultatelor analizelor chimice	0—10 5 %
10.	Supradimensionarea grosimii mineralizaţiei în timpul recepţiilor lunare	2,5 %
11.	Nu se face probarea tuturor lucrărilor de deschidere şi pregătire în timpul executării lor	5—10 7,5 %

12.	În fișele de panou nu se ține evidența diluției și a pierderilor în timpul excavării abatajelor, conform situației din teren	0—5 2,5 %
13.	Se atribuie conținuturi eronate în cadrul lucrărilor de deschidere și pregătire datorită întîrzierii cu care se comunică rezultatele analizelor	0—10 5 %
14.	Comisia de recepție lunară trebuie să măsoare numai lungimea și înălțimea zonei excavate, iar pentru calculul volumului geologul va furniza grosimea mineralizației, funcție de recepțiile decadale	0—5 2,5 %
15.	Conducerea sectoarelor nu răspunde direct de gestionarea rezervelor, răspunzînd mai mult de planul de producție, lăsînd acest lucru pe seama geologilor	0—5 2,5 %
16.	Există tendința de exploatare preferențială	0—5 2,5 %
17.	În fișele de panou nu sînt evidențiate lucrările de deschidere și pregătire și rezultatele probării în timpul excavării lor	0—5 2,5 %
18.	Nu se calculează coeficienții de transformare cantitativi și calitativi și gradul de recuperare la nivel de abataj și nu se trec în fișele de panou	5—10 7,5 %
19.	Personalul muncitor și cadrele tehnice trebuie instruite în privința recuperării metalelor din minereul extras	5—10 7,5 %
	Total	100 %

4. *Cauze posibile legate de pierderile de metale în pilierii de siguranță*

IV → (2,99 %) → V

	Rezerva geologică consumată	Rezerva geologică extrasă

	Denumirea cauzei	Pondere
1.	Se lasă pilieri neprevăzuți (din motive de siguranță)	5—25 15 %
2.	Hărțile topografice nu reflectă realizări în privința pilierilor, deoarece cei neprevăzuți nu sînt luați în evidență	5—25 15 %
3.	Depășirea pilierilor planificați pentru fiecare metodă de exploatare în planul general de exploatare al unității	10—20 15 %
4.	Dimensionarea pilierilor de siguranță nu se face întotdeauna riguros, cu ajutorul unor formule existente : $h_p = \frac{1}{a}\sqrt{L}$ (V. Popa) $a = (0{,}275 - 0{,}425)$m L — lățimea abatajului	5—25 15 %
5.	Nerespectarea pilierilor planificați datorită imposibilității urmăririi vizuale a dimensiunilor în timpul excavării	5—25 15 %
6.	Nu se evidențiază în fișa de panou a abatajului pilierii neprevăzuți, lăsați în timpul excavării	5—10 7,5 %
7.	Necesitatea existenței unei comisii tehnice la fiecare unitate care să verifice periodic respectarea dimensiunilor pilierilor planificați	5—10 7,5 %
8.	Amplasarea construcțiilor în subteran și la suprafață duce la imobilizarea unei cantități de rezerve	5—15 10 %
	Total	100 %

5. *Cauze posibile legate de pierderile de metale la prepararea rezervei extrase*

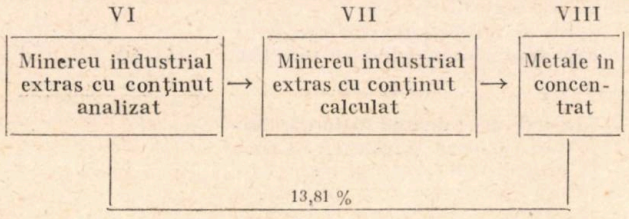
V → (14,24 %) → VI

	Rezerva geologică extrasă	Minereu industrial cu conținut analizat

	Denumirea cauzei	Pondere
1.	Lipsa de control riguros al vetrei abatajelor din partea personalului tehnic înainte de a începe excavarea și rambleierea la metoda de exploatare ascendentă cu rambleu	5—10 7,5 %
2.	Pierderi de minereu datorită friabilității blendei și galenei, ce duce la depuneri de material mărunt pe pereții abatajelor, cît și pătrunderea în vatra de rambleu la metoda de exploatare cu fișii orizontale ascendente și rambleu	5—20 12,5 %
3.	Pierderi de minereu la transportul și manipulările din subteran	5—15 10 %
4.	Repartizarea eronată a minereului pe locuri de muncă, datorită lipsei unui cîntar la punctul de recepție	0—10 5 %
5.	Transformarea volumului excavat în tone, folosind o valoare medie pe mină pentru greutatea specifică (și nu o valoare pentru fiecare corp, filon)	5—10 7,5 %
6.	Greutatea specifică nu este constantă, ea variind în funcție de substanța minerală utilă, umiditate și granulație	5—10 7,5 %

7. Erori provenite din nedecalarea corectă a provenienței producției ce duce la diferență între stocurile scriptice și faptice la metoda de exploatare cu înmagazinare	0—35 17,5%
8. Pierderi datorită coloanelor de minereu ce se formează între gurile de evacuare la golirea stocului din abatajele cu înmagazinare	5—20 12,5%
9. Nu se ține evidența riguroasă și corectă a producției (pe genuri de lucrări) la toate locurile de muncă din subteran în pontajele maiștrilor	4—15 9,5%
10. Indicatorul „metri cubi excavați" nu constituie indicator de salarizare pentru personalul tehnic de conducere	0—13 6,5%
11. Pierderi de minereu la operația de împușcare prin împrăștierea minereului mărunt aruncat de explozie	2—3 2,5%
12. Pierderi de minereu în procesul de perforare datorită detritusului ce se scurge din gaura perforată	1—2 1,5%
Total	100%

6. *Cauze posibile legate de pierderile de metale datorită diluției minereului extras*



Denumirea cauzei	Pondere
1. Diluția volumetrică se calculează eronat datorită erorilor ce se fac la recepțiile lunare	1—2 1,5%
2. La metoda de exploatare cu înmagazinare, diluția volumetrică se calculează în faza de excavare funcție de volumul recepționat, iar la faza de golire se atribuie cîteva procente la cantitățile golite din magazin (vezi modelarea)	1—2 1,5%
3. Sterilul rezultat din depășirea diluției planificate la abataje, cît și cel provenit din lucrările de deschidere și pregătire, intră în uzina de preparare fără metal și este evacuat la iazul de decantare îmbogățit cu metal	1—2 1,5%
4. Rebuturile de minereu trebuie depozitate și prelucrate separat de minereul obișnuit	1—6 3,5%
5. În cazul autoexcavării, la abatajele cu înmagazinare, la faza de golire a magazinului nu trebuie să se atribuie conținutul rezultat în urma probărilor din timpul excavării	2—5 3,5%
6. La alegerea profilelor lucrărilor miniere de deschidere și pregătire, nu se ține seama de grosimea mineralizației	1—4 2,5%
7. Nu se ține seama de fenomenul de curgere a minereului în faza de golire a abatajelor la metoda de exploatare cu înmagazinare	1—4 2,5%
8. Sterilul provenit din lucrările de deschidere și pregătire nu se dirijează riguros spre rambleiere	0—1 0,5%
9. Nu se respectă întotdeauna ordinea de golire a abatajelor cu înmagazinare, în ordinea gurilor de evacuare	1—3 2%
10. Există neconcordanță între rezerva geologică excavată măsurată de comisiile de recepție și rezerva excavată calculată după fișele de panou	0—3 1,5%
11. Nu se ține seama de cantitatea de steril suplimentară ce se evacuează de la nivelul subetajului datorită poziționării elipsoizilor de curgere și optimizarea orificiului de evacuare	1—2 1,5%
12. Evidențierea riguroasă a cantității de minereu rezultată din împușcarea unui traseu (la camere direcționale) sau a unui evantai (la camere transversale)	1—2 1,5%
13. Sfărîmarea insuficientă a minereului în timpul excavării, granulația minereului trebuind să fie mai mică decît cea a sterilului	0—1 0,5%
Total	24%

7. *Cauze posibile legate de pierderile de metale în procesul de preparare a minereului*

Denumirea cauzei	Pondere
1. Pierderi de minereu și metale la transportul pe fluxul tehnologic în cadrul uzinei de preparare	5—10 7,5%

2.	Pierderi la recepţia minereului prin modul de cîntărire şi de determinare a tarei vasului de transport; modul de înregistrare a recepţiei	5—15 10%
3.	Pierderi rezultate din stabilirea umidităţii minereului şi modul de transmitere a datelor unităţii miniere	5—10 7,5%
4.	Erori în recoltarea şi prelucrarea probelor de la clasor şi sterilul final	5—15 10%
5.	Diferenţa între conţinutul calculat şi analizat în cadrul uzinei de preparare	5—15 10%
6.	Stabilirea conţinuturilor în concordanţă cu stasurile în vigoare poate deveni preferenţială	5—10 7,5%
8.	Pierderi datorate stării de uzură a instalaţiei şi neetanşeităţii circuitelor	1—2 1,5%
9	În urma prelucrării diferitelor sorturi de minereu, metalul se repartizează prin apreciere	1—2 1,5%
10.	Pierderi de metal în procesul de creştere a calităţii concentratelor	1—3 2%
11.	Reglări de bilanţ la metale, între uzina de preparare şi unităţile miniere	2—9 5,5%
12.	Neponderarea corectă a conţinutului analizat cu cantitatea de minereu industrial extras	1—2 1,5%
13.	Prelucrarea cu bulgări măcinaţi autogen din minereu provenit de la alte unităţi miniere influenţează calitatea minereului prelucrat	2—5 3,5%
14.	Instalaţiile din uzina de preparare nu sînt întreţinute corespunzător	1—2 1,5%
15.	Minereului industrial prelucrat i se atribuie conţinutul calculat (funcţie de calitatea concentratului şi conţinutul sterilului)	1—3 2%
16.	Nu se continuă valorificarea elementelor substanţelor minerale utile din minereul supus prelucrării pentru extragerea elementelor de bază	1—2 1,5%
17.	Perfecţionarea tuturor cadrelor tehnice şi a personalului muncitor care lucrează în uzinele de preparare în vederea recuperării maxime a metalelor	1—2 1,5%
Total		76%

Această cuantificare a cauzelor posibile ale pierderilor stă la baza realizării modelului matematic pe care se bazează elaborarea lucrării.

Concluzii şi propuneri

Întregul tablou al cauzelor posibile ale pierderilor a; i; j interfazice constituie o matrice ale cărei elemente sînt cauzele a; i; j, unde indicele i — faza tehnologică — ia valori în intervalul 1 — 7, iar j—indică poziţia cauzei în cadrul fazei i şi ia valori în intervalul $1 - N$, N fiind numărul maxim de cauze pe fază.

Avantajul acestei versiuni îl constituie modul de lucru interactiv care dă posibilitatea utilizatorului direct să intervină pe parcursul rulării, modificînd ponderile la anumite cauze.

Se evaluează gradul de recuperare şi de valorificare a metalelor din minereul industrial extras şi se pun la dispoziţia utilizatorului mai multe variante (în cazul de faţă 7) obţinute prin simulare, pornind de la modificarea ponderilor unor cauze de pierderi.

De reţinut faptul că ponderile cauzelor trebuie stabilite de către beneficiarul direct al lucrării, în urma unor minuţioase analize a tuturor factorilor ce concură la producerea pierderilor, pe de o parte, şi creşterea gradului de recuperare, pe de altă parte.

Pe baza rezultatelor obţinute în urma simulărilor se va alege în practică varianta de cuantificare a cauzelor care duce la cel mai ridicat grad de recuperare şi grad de valorificare, punîndu-se în evidenţă cauzele de pierderi asupra cărora trebuie să se acţioneze pentru a ajunge la rezultatele dorite.

Prin utilizarea acestui sistem se poate prevedea ce efect au asupra producţiei anumite pierderi interfazice şi se poate reduce timpul ce se scurge de la apariţia diferitelor pierderi pînă la eliminarea lor.

Pentru ca utilizarea programului să fie eficientă trebuie ca beneficiarul (respectiv mina) să aibă o evidenţă bine pusă la punct pentru a se putea urmări strict atît realizările, cît şi pierderile interfazice.

Pentru înlăturarea pierderilor de minereu, atît cantitative, cît şi calitative este necesar ca fiecare lucrător din procesul extracţiei să cunoască modul de producere a acestor pierderi, precum şi posibilităţile de eliminare a lor.

Cu ajutorul calculatorului Felix sau a minicalculatorului putem cunoaşte exact cantitatea de pierderi de metale în interfazele procesului de producţie, acţionînd cu promptitudine pentru eliminarea lor.

Bibliografie

[1] Luca, M. Al. C. Revista Minelor, nr. 4, 1971.

[2] * * * Documentaţii geologice privind bazinul minier Borşa Vişeu.

[3] * * * Proiectele metodelor de exploatare pentru I. M. Baia Borşa elaborate de ICITPMN Baia Mare.

[4] * * * Studii privind stabilirea căilor de creştere a gradului de recuperare a metalelor din minereurile extrase pentru I.M. Baia Borşa, elaborate de ICITPMN Baia Mare.

Despre influenţa conţinutului în aur al minereului prelucrat asupra rezultatelor preparării

Dr. ing. O. Kheil

I. Introducere

Aurul a fost şi rămîne încă unul dintre cele mai căutate şi necesare metale pentru economia mondială. Întrebuinţat ca tezaur pentru acoperirea valutelor, ca principal metal pentru obiectele de podoabă şi ornament şi în ultima vreme din ce în ce mai mult pentru utilaje şi aparataj industrial, aurul este şi va fi căutat şi solicitat continuu. Conform prognozelor, cel puţin pînă în anul 2000, cererea va fi în continuă creştere. Consecinţa acestei cereri s-a reflectat în solicitarea exploatării zăcămintelor bogate cunoscute, în transferul zăcămintelor sărace din rezervă potenţială în rezervă activă, în atragerea în circuitul economic a unor materii prime minerale şi materiale cu conţinuturi scăzute, în utilizarea unor metode de exploatare de mare productivitate în vederea reducerii costurilor de exploatare a zăcămintelor cu conţinuturi scăzute pentru valorificarea rentabilă a acestora etc.

Prin creşterea preţului de vînzare a aurului a fost stimulată, în continuare, valorificarea unor zăcăminte cu conţinuturi mai reduse.

Scăderea conţinutului minereului supus operaţiilor de preparare a influenţat extracţiile în metal realizabile prin tehnologiile de preparare cunoscute uneori în aşa măsură, încît multe din acestea au devenit inaplicabile, întrucît nu asigurau o valorificare acceptabilă a metalului conţinut. Fără să existe o legitate încă bine stabilită, se cunoaşte numai tendinţa de scădere a extracţiilor în metal realizabile pe măsura scăderii conţinutului minereului supus unei tehnologii de preparare stabilite.

Mărimea valorică a scăderii extracţiilor de metal, funcţie de conţinutul minereului supus preparării, reprezintă una din problemele mai puţin analizate, dar deosebit de importante, mai ales în studiile de prognoză privitoare la valorificarea zăcămintelor cu conţinuturi variabile de aur, pentru stabilirea nivelului realizabil al producţiei.

În lucrare se face o analiză a acestei dependenţe (corelaţii) pentru mai multe tehnologii de preparare date, căutîndu-se stabilirea unei legităţi între cele două variabile aleatoare: conţinutul în aur al minereului — a — şi extracţia în metal — m — realizabilă.

Rezultatele analizei au permis stabilirea unor relaţii matematice care au putut fi justificate teoretic, punîndu-se astfel la dispoziţia practicienilor, cercetătorilor şi altor cadre din domeniul preparării minereurilor un mijloc de stabilire a valorilor extracţiei de metal aur pentru un anumit conţinut al minereului supus preparării.

II. Asupra tendinţei de scădere a conţinutului în aur al minereurilor

Deşi în ansamblul producţiei mondiale de aur s-a înregistrat o oarecare scădere cantitativă, menţinerea nivelului de producţie realizat s-a datorat intensificării exploatării zăcămintelor existente şi, în principal, punerii în valoare a unor cantităţi însemnate de minereuri cu conţinut redus.

Aceste minereuri, prin particularităţile lor specifice, concretizate în special prin caracterul fin diseminat al granulelor de aur, după cum rezultă din figura 1, respectiv prin prezenţa concrescenţelor chiar şi în clasele foarte fine,

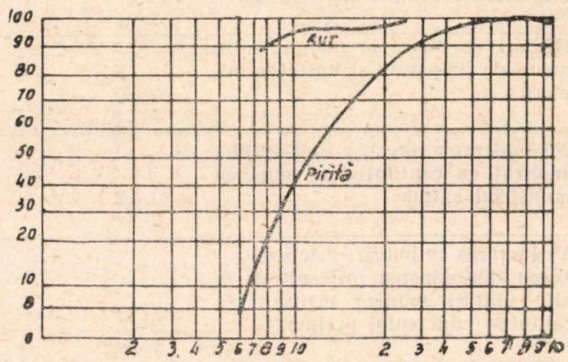


Fig. 1. Repartiţia granulometrică a aurului liber şi a piritei într-un minereu.

sînt în general mai greu preparabile [1]. Pentru obţinerea unor extracţii favorabile este necesară utilizarea unor tehnologii care să permită extragerea, în primul rînd, a granulelor fine care pot avea un aport cantitativ determinat, după cum rezultă din diagrama cuprinsă în figura 2,

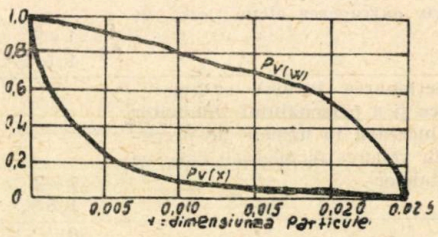


Fig. 2. Diagrama de frecvenţă a dimensiunilor şi greutăţii granulelor de aur conţinute într-un minereu.

mai ales atunci cînd numărul lor devine apreciabil [2].

Limitele de valorificare a acestor minereuri variază în funcţie de nivelul tehnic, preţul de cost şi momentul economic existent în perioada respectivă. Limită inferioară a minereurilor sărace cu conţinut de aur liber poate fi considerat conţinutul limită extractibil, adică conţinutul la care minereul mai poate fi preparat la scară industrială, iar limită superioară, adică limita dintre minereul sărac şi cel bogat, este considerat conţinutul mediu minim care reprezintă valoarea cea mai scăzută a conţinutului în aur al minereului care asigură un preţ de cost stabilit de acord cu nevoile economiei. Conform datelor existente, conţinutul mediu minim este în continuă scădere, iar în perspectivă se apreciază că acesta va coborî în continuare, urmînd să fie exploatate, în viitor, minereuri cu conţinut mediu minim situat chiar sub 1,0 g/t.

Pentru interpretarea analitică a tendinţei generale de scădere a conţinutului minereurilor, în baza unor date statistice reprezentînd media mai multor tipuri de minereuri culese într-o perioadă de 36 ani, a fost stabilită ecuaţia curbei redate în figura 3, şi anume :

$$a_x = 5{,}90 \cdot a_x^{-0{,}0556\,(x-1949)} \qquad (1)$$

în care :

a_x este conţinutul în aur al minereului din anul x ;

x — anul stabilit.

Urmărind alura curbei din figura 3, rezultă în continuare o tendinţă de scădere a conţinutului în aur al minereului respectiv, redat în figură.

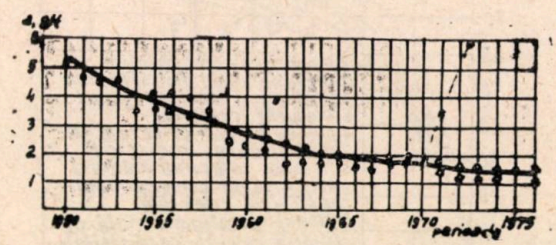


Fig. 3. Variaţia conţinutului de aur al unui minereu pe o perioadă de 26 de ani.

III. Despre corelaţia dintre indicii tehnologici ai preparării şi conţinutul minereului prelucrat

Prin scăderea conţinutului minereului se influenţează indicii calitativi şi cantitativi ai procedeelor de preparare. Se cunoaşte că la conţinuturi mai mici de metale în minereul supus preparării, în condiţii de selectivitate constantă a procedeelor de preparare utilizate, se înregistrează o scădere a extracţiilor, a conţinutului concentratelor etc.

Pentru verificarea şi stabilirea unor corelaţii cît mai exacte, au fost executate cercetări cu minereuri aurifere de diferite conţinuturi, utilizîndu-se ca procedee de preparare amalgamarea şi flotaţia. În baza rezultatelor acestor cercetări au fost întocmite curbele de variaţie a conţinutului extractibil, a conţinutului sterilelor şi a extracţiei în funcţie de conţinutul în aur al minereurilor prelucrate, redate în figurile 4 şi 5.

Se observă scăderea indicilor tehnologici pe măsura scăderii conţinutului în aur al mine-

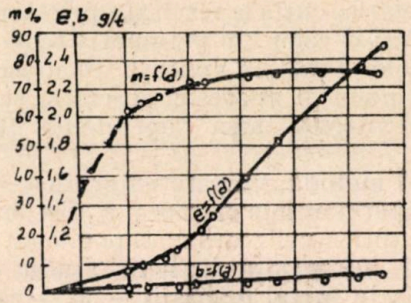


Fig. 4. Curbele de variaţie a conţinutului extractibil, a conţinutului sterilelor şi a extracţiei în funcţie de conţinutul în aur al unui minereu prelucrat prin amalgamare.

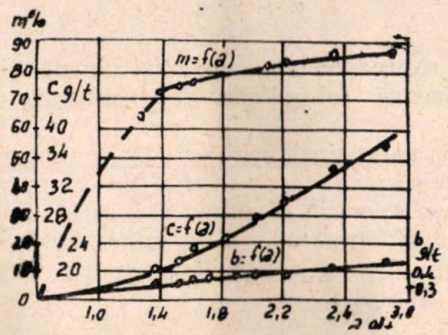


Fig. 5. Curbele de variaţie a conţinutului extractibil, a conţinutului sterilelor şi a extraţiei în funcţie de conţinutul în aur al unui minereu prelucrat prin flotaţie colectivă.

reului, scădere care este mai accentuată în domeniul conţinuturilor mai mici. Pentru fiecare tehnologie de preparare utilizată pentru valorificarea unui minereu există curbe specifice. Se constată că mai utilă pare să fie curba extracţie-conţinutul în aur al minereului, în baza căreia se pot face aprecieri asupra rezultatelor realizabile prin prepararea unui minereu, de un anumit conţinut, printr-un anumit proces tehnologic.

IV. Analiza corelaţională statistică extracţie-conţinutul în aur al minereului supus preparării

Curbele extracţie-conţinutul în aur al minereului prelucrat au, în general, o alură asemănătoare. Această asemănare a justificat efectuarea unei singure analize corelaţionale pentru evidenţierea naturii acestei dependenţe, utilizînd amalgamarea ca procedeu de preparare.

Prin utilizarea criteriului de concordanță x^2, s-a dovedit că variabilele aleatoare extracție în aur — m — și conținutul în aur al minereului — a — urmează o distribuție Gaus—Laplace. Analiza corelațională efectuată în continuare a demonstrat existența unui nivel de semnificație ridicat între cele două variabile aleatoare, justificată de valorile foarte apropiate de unitate ale coeficienților de corelație și ale rapoartelor de corelație.

Aceste valori ale coeficienților și ale rapoartelor de corelație, curbele rezultate prin reprezentarea grafică a celor doi parametri tehnologici, cît și testele statistice aplicate au demonstrat caracterul nelinear al acestei corelații, sugerînd totodată existența unei dependențe funcționale.

Utilizînd metoda comparației grafice, în baza datelor experimentale obținute, a fost stabilită funcția empirică neliniară de dependență dintre conținutul minereului luat în studiu — a — și extracția în metal realizată — m — care are forma :

$$m = \frac{a}{\alpha + \beta \cdot a} 100\ \%, \qquad (2)$$

α și β reprezentînd coeficienți constanți care caracterizează tehnologia de preparare utilizată.

Funcția reprezintă o hiperbolă echilateră cu asimptotele paralele cu axele de coordonate.

În cazul specific al preparării prin amalgamare a unui minereu cu conținut variabil de aur liber, funcția de dependență $m = \varphi(a)$ stabilită devine :

$$m = \frac{a}{0{,}0061 + 0{,}01124 \cdot a} 100\ \%. \qquad (3)$$

Verificarea concordanței dintre valorile efective m — și cele calculate — m_c — ale extracției pentru diferite conținuturi în aur a ale minereului studiat, date în tabelul 1, a indicat rezultate semnificative, justificînd utilizarea ecuației (2) pentru exprimarea dependenței dintre cele două variabile m și a.

Urmărirea mai îndeaproape a variației extracției în aur, în funcție de conținutul minereului prelucrat, s-a făcut prin cercetări industriale, utilizîndu-se un număr de opt tehnologii de preparare aplicabile [3].

Rezultatele obținute au permis stabilirea extracțiilor în aur pentru fiecare conținut al minereului prelucrat, iar, prin reprezentarea grafică a acestor valori într-un sistem de referință rectangular, au rezultat curbele de variație a extracției în aur în funcție de conținutul minereului prelucrat, redate în figura 6. Aceste curbe au o alură asemănătoare, concavitatea

Tabelul 1

Valori comparative ale extracțiilor efective m și calculate m_c pentru diferite conținuturi în aur a ale unui minereu preparat prin amalgamare

Conținutul în aur al minereului, a, g/t	Extracția în aur, %		Diferență, $m - m_c$
	efectivă, m	calculată, m_c	
0,95	55,50	56,7	+1,20
1,25	60,07	62,0	+1,43
1,35	65,62	63,2	−2,42
1,85	69,50	69,0	−0,50
2,15	71,25	70,9	−0,35
2,45	73,50	73,1	−0,40
2,75	75,50	74,2	+1,30

lor fiind îndreptată înspre abscisă, iar curba este cu atît mai deschisă, cu cît procedeul de preparare utilizat a fost mai puțin eficient.

În toate cazurile, la conținuturi în aur situate sub 1,5 g/t, curbele descresc mult, o pronunțată descreștere realizîndu-se, în general, la coținuturi sub 1,0 g/t. La conținuturi mai ridicate, situate peste 2,0 g/t, curbele au o alură ascendentă mult mai puțin accentuată, avînd tendința ca la conținuturi foarte mari să se apropie asimptotic de extracția maximă.

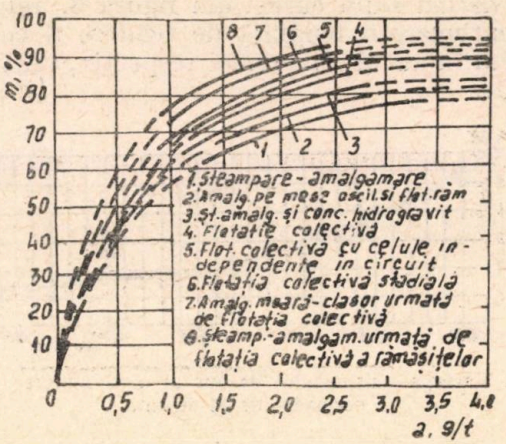


Fig. 6. Curbele de variație extracție-conținut în aur al minereului pentru diferite tehnologii de preparare utilizate.

La conținuturi situate pînă la 1,0 g/t aur, la variații mici ale conținuturilor, se obțin variații mari ale extracțiilor. Ca urmare, pentru realizarea unor extracții acceptabile la utilizarea acestor tehnologii de concentrare, se impune fie asigurarea unor minereuri cu conținuturi mai mari de 1,0 g/t, care permit încă realizarea unor extracții acceptabile, fie utilizarea acelei tehnologii, a cărei curbă extracție-conținut de aur în minereu se situează, în domeniul respectiv, mai aproape de ordonată.

Eficiența procedeelor de preparare utilizate este cu atît mai mare, cu cît curba extracție-conținutul în aur al minereului se apropie mai mult de ordonată. În general însă, la conținuturi situate sub 0,5 g/t extracțiile în aur nu depășesc 60%, pentru unele tehnologii acestea coborînd chiar pînă la 40%.

În toate cazurile studiate, extracțiile în aur corespunzătoare conținuturilor prelucrate, cuprinse între 0 și 0,5 g/t aur, au fost obținute prin extrapolarea curbelor rezultate în baza datelor stabilite experimental. Ca urmare s-ar putea ca în acest domeniu să rezulte unele neconcordanțe între extracțiile efectiv realizabile și conținutul minereului prelucrat. Deși teoretic este logic ca realizarea unor extracții nule să se obțină atunci cînd minereul supus prelucrării nu conține aur, există totuși posibilitatea ca, datorită imperfecțiunilor procedeelor de preparare cunoscute, de la un anumit conținut în aur — apropiat de 0 g/t — concentrarea acestuia să nu mai poată fi realizată. Ca urmare, extracțiile corespunzătoare — nule — reprezintă limitele de conținut de la care tehnologiile respective permit încă extragerea aurului.

Verificarea valabilității generale a funcției de dependență $m = \alpha(a)$, redată prin ecuația (2), s-a făcut printr-o analiză de tipul celei efectuate în cazul tehnologiei de amalgamare, pentru alte șapte tehnologii de preparare. În toate cazurile, dependența neliniară extracție-conținut s-a dovedit valabilă, indiferent dacă tehnologia de preparare utilizată a fost simplă, combinată, în serie etc.

Pentru fiecare caz în parte a fost stabilită ecuația de dependență extracție-conținut, redată în tabelul 2, demonstrîndu-se astfel valabilitatea ecuației (2) pentru toate tehnologiile de preparare aplicabile la concentrarea aurului din minereurile în care acesta este conținut sub formă liberă.

V. Justificarea teoretică a ecuației de dependență extracție-conținutul în aur al minereului supus preparării

Pornind de la interpretarea tehnologică a curbei reprezentînd variația extracției în aur în funcție de conținutul minereului supus preparării, redată în figura 7, se ajunge la stabilirea cantității de aur recuperate suplimentar ca urmare a creșterii infinit mici — da — a conținutului minereului prelucrat, egală cu :

$$(m + dm) \cdot da = K \cdot m \cdot da, \qquad (4)$$

precum și la proporționalitatea acestei cantități cu creșterea extracției în aur — dm —, respectiv cu raportul dintre cantitatea de aur recuperată în concentrat și cea conținută în sterilele care părăsesc procesul de preparare utilizat.

Egalitatea rezultată :

$$k \cdot da = \frac{dm}{m_{max} - m} \cdot \gamma, \qquad (5)$$

Tabelul 2

Funcțiile de dependență extracție-conținutul în aur al minereului prelucrat prin opt tehnologii de preparare

Tehnologia de preparare utilizată	Caracteristica tehnologiei utilizate	Ecuația extracție-conținut, specifică tehnologiei utilizate
Amalgamare dublă în șteampuri californiene și pe mese fixe	simplă	$m = \frac{a}{0,0061 + 0,01124 \cdot a}$
Amalgamare pe mese oscilante după măcinare în mori cu bile, urmată de flotația rămășițelor	combinată în serie fără remăcinare	$m = \frac{a}{0,00535 + 0,0110 \cdot a}$
Amalgamarea dublă în șteampuri californiene și pe mese fixe, urmată de concentrare hidrogravitațională a rămășițelor	combinată în serie fără remăcinare	$m = \frac{a}{0,00614 + 0,009912 \cdot a}$
Flotație colectivă	simplă	$m = \frac{a}{0,0045 + 0,01005 \cdot a}$
Flotația colectivă cu celule independente în circuitul de măcinare	combinată în serie cu remăcinare	$m = \frac{a}{0,004546 + 0,00972 \cdot a}$
Flotație colectivă stadială	combinată în serie cu remăcinare	$m = \frac{a}{0,004116 + 0,00902 \cdot a}$
Amalgamare în circuitul moară-clasor urmată de flotația colectivă a rămășițelor	combinată în serie cu remăcinare	$m = \frac{a}{0,003 + 0,0110015 \cdot a}$
Amalgamare dublă în șteampuri californiene și pe mese fixe, urmată de flotația rămășițelor	combinată în serie cu remăcinare	$m = \frac{a}{0,00462 + 0,0086 \cdot a}$

în care :

k este coeficient care reprezintă constanta tehnologică a procedeului de preparare utilizat;

γ — constantă de proporţionalitate;

m_{max} — extracţia maximă realizabilă,

poate fi adusă la o ecuaţie diferenţială de forma :

$$\frac{dm}{da} = \frac{1}{m_{max}} \cdot (m_{max} - m)^2 \cdot K, \qquad (6)$$

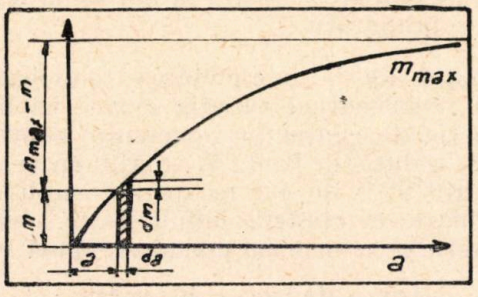


Fig. 7. Reprezentarea grafică a ecuaţiei 2—2.

care reprezintă variaţia extracţiei în funcţie de conţinutul în aur al minereului prelucrat prin procedeul de preparare utilizat.

Prin integrare între limitele de variaţie se ajunge la ecuaţia :

$$m = m_{max} \cdot \frac{K - a}{1 + K \cdot a}, \qquad (7)$$

care poate fi adusă la forma :

$$m = \frac{a}{\alpha + \beta \cdot a},$$

după ce s-au notat în prealabil constantele conţinute cu :

$$K = \frac{\beta}{d} \text{ şi } m_{max} = \frac{1}{\beta}.$$

S-a dedus astfel teoretic ecuaţia (2) stabilită anterior pe baza unor metode statistice, justificîndu-se astfel dependenţa funcţională a extracţiei de conţinutul în aur al minereului supus prelucrării prin procedeul sau procedeele de preparare utilizate.

VI. Aprecierea tehnico-economică a rezultatelor preparării unui minereu cu conţinut variabil de aur

Minereurile cu conţinut de aur liber sînt caracterizate printr-o distribuţie foarte neuniformă a granulelor metalice în masa celorlalte minerale, precum şi printr-o variaţie deosebită a mărimii acestor granule.

Urmare acestor considerente, în volumele de minereu care se supun în mod curent prelucrării aurul apare distribuit cantitativ neuniform şi prezintă conţinuturi variabile, între valorile minime şi cele maxime existînd diferenţe apreciabile.

Aceste valori ale conţinutului minereului influenţează rezultatele preparării, determinînd variaţii considerabile ale indicilor tehnologici, fără ca în tehnologia de preparare utilizată să fi fost efectuate unele schimbări care să justifice modificarea valorilor intervenite.

Aceste motive au generat necesitatea găsirii unor posibilităţi de calcul al principalilor indici tehnologici ai preparării, care să elimine influenţa conţinutului minereului, permiţînd aprecierea corespunzătoare a rezultatelor obţinute.

Aprecierea rezultatelor tehnologice ale preparării unui minereu prin amalgamare se face prin urmărirea indicilor :

a — conţinutul minereului supus preparării, g/t;

b — conţinutul sterilelor evacuate din utilajele de amalgamare utilizate, g/t;

c — conţinutul extractibil, g/t;

m — extracţia în metal, %

Produsul final fiind amalgamul, care conţine în principal aurul şi argintul, semnificaţia indicilor de mai sus se referă la aceste metale, determinarea lor cantitativă în acest produs făcîndu-se prin metodele cunoscute.

Plecînd de la ecuaţia extracţiei în metal funcţie de conţinutul minereului supus amalgamării, stabilită anterior, ea avînd forma :

$$m = \frac{a}{\alpha_x + \beta_x \cdot a} \cdot 100 = \varphi_{(A)}(a) \cdot 100, \%, \qquad (8)$$

au fost deduse, funcţie de aceasta, ecuaţiile celorlalţi indici tehnologici, şi anume : ecuaţia variaţiei conţinutului extractibil :

$$e = a \cdot \frac{a}{\alpha_x + \beta_x \cdot a} = a \cdot \varphi_{(A)}(a) \qquad (9)$$

şi ecuaţia variaţiei conţinutului sterilelor :

$$b = a\left(1 - \frac{a}{\alpha_x + \beta_x \cdot a}\right) = a\,[1 - \varphi_{(A)} \cdot (a)]. \qquad (10)$$

Cunoscînd ecuaţiile acestor indici pentru o anumită tehnologie de amalgamare utilizată x, se poate face o apreciere a rezultatelor care se obţin prin modificarea unor parametri ai tehnologiei utilizate.

În acest scop, după reprezentarea grafică a variaţiei celor trei indici tehnologici ai prepa-

rării, se introduc în diagrama stabilită noile valori ale indicilor rezultați în urma modificărilor efectuate. În funcție de locul de plasare a punctelor respective pe curbe sau în vecinătatea acestora, se apreciază desfășurarea procesului în noile condiții de lucru. În figura 8 sînt reprezentate grafic curbele de variație a celor trei indici tehnologici obținuți conform tehnologiei —x— precum și punctele obținute prin reprezentarea valorilor aceloraşi indici realizați în condiții tehnologice modificate.

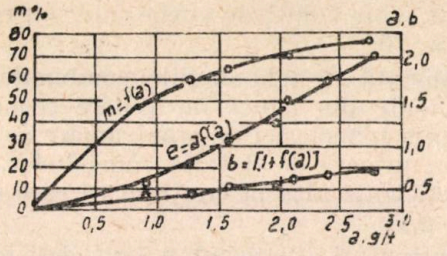


Fig. 8. Curbele de variație a principalilor indici tehnologici obținuți la amalgamarea dublă a unui minereu aurifer. Punctele indică valorile indicilor tehnologici obținuți în urma modificărilor de tehnologie.

În condițiile preparării prin flotație colectivă a minereurilor cu conținut de aur liber, ecuațiile care determină variația principalilor indici tehnologici în funcție de conținutul minereului au următoarele forme :

— extracția în metal :

$$m = \frac{a}{\alpha_x + \beta_x \cdot a} 100 = \varphi_{(F)}(a) \cdot 100 ; \qquad (11)$$

— conținutul concentratelor :

$$c = \frac{a}{v} \cdot \frac{a}{\alpha_x + \beta_x \cdot a} 100 =$$

$$= \frac{a}{v} \cdot \varphi_{(F)}(a) \cdot 100 ; \qquad (12)$$

— gradul de îmbogățire :

$$i = \frac{1}{v} \cdot \varphi_{(F)}(a)\, 100 ; \qquad (13)$$

— extracția de concentrat :

$$v = \frac{1}{l} \cdot \varphi_{(F)} \cdot 100 ; \qquad (14)$$

— conținutul în aur al sterilelor

$$b = a \cdot \frac{100 - \varphi_{(F)} \cdot (a)}{100 - v} . \qquad (15)$$

Aceste ecuații pot fi folosite, asemănător cu cele stabilite în cazul amalgamării, la aprecierea rezultatelor care se pot obține prin modificarea unor parametri ai tehnologiei utilizate.

Un exemplu este dat în figura 9 în care sînt reprezentate grafic curbele de variație a principalilor indici tehnologici obținuți la prepararea unui minereu prin flotație, funcție de conținutul în aur al acestuia. Punctele situate pe curbe sau în apropierea acestora reprezintă valorile aceloraşi indici obținuți după modificarea tehnologiei inițiale.

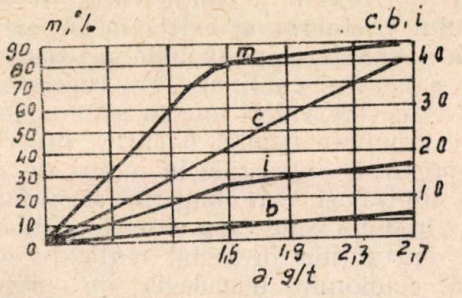


Fig. 9. Principalii indici tehnologici realizați la prepararea prin flotație a unui minereu cu conținut variabil de aur.

Dacă în privința criteriilor de apreciere tehnologică se pot utiliza indicii tehnologici cunoscuți, în care se include și influența conținutului minereului, pentru aprecierea economică a rezultatelor preparării aceștia nu furnizează date suficiente.

Acestea au fost motivele pentru care am încercat stabilirea unui criteriu, eficient și practic, de apreciere economică a valorificării minereurilor cu conținuturi variabile, în baza căruia să se poată face departajarea ușoară a tehnologiilor aplicabile pentru prepararea unor astfel de tipuri de minereuri.

S-a putut demonstra că în cazul utilizării a două tehnologii — B și D — între extracțiile care se pot obține — m_B și m_D — prețurile de cost ale extracțiilor și preparării — P_{CBT} și P_{CDT} — prețul de livrare a metalului — P_{VB} și P_{VD} — există inegalitatea :

$$m_B > m_D \cdot K + k \cdot \frac{1}{a}, \qquad (16)$$

în care coeficienții K și k au semnificațiile :

$$K = \frac{P_{CBT} - P_{CDT}}{P_{VB}} ; \qquad k = \frac{P_{VD}}{P_{VB}} .$$

Extracția în metal m_D, realizabilă în cazul utilizării tehnologiei D, este o funcție hiperbolică a conținutului în metal al minereului a, fiind foarte bine redată de o ecuație de forma :

$$m_D = \varphi_{(D)} \cdot (a) = \frac{a}{\alpha_D + \beta_D \cdot a} . \qquad (17)$$

Prin înlocuirea valorii m date de ecuația (17) în inegalitatea (16), aceasta devine—la limită—egală cu :

$$m_B = K \frac{a}{\alpha_D + \beta_D \cdot a} + k \cdot \frac{1}{a}. \qquad (18)$$

Ecuația (18) reprezintă variația extracției în aur la limita de rentabilitate a prelucrării minereului respectiv prin procedeul de preparare D, comparativ cu prelucrarea lui prin tehnologia de bază B.

Fiind o funcție a conținutului în aur al minereului prelucrat a, extracția în metal m va avea o valoare bine definită pentru fiecare valoare a acestui conținut. Prin reprezentarea grafică a acestor valori într-un sistem de referință rectangular rezultă o curbă hiperbolică care reprezintă extracțiile în metal de rentabilitate limită și care împarte suprafața de referință în două zone : una situată peste curbă, în care extracțiile în metal realizate efectiv justifică economic tehnologia de preparare utilizată, și a doua, situată sub curbă, în care extracțiile în metal realizate efectiv nu justifică utilizarea tehnologiei de preparare testate, comparativ cu tehnologia de bază.

Ecuația (18) reprezintă un criteriu de apreciere a rezultatelor care se pot obține la prepararea unui minereu utilizînd o anumită tehnologie de preparare, comparativ cu una utilizată curent la prepararea unui anumit tip de minereu.

Utilizînd ca tehnologie de preparare de referință flotația colectivă a aurului și sulfurilor, iar ca tehnologii de comparat restul de șapte tehnologii utilizate la cercetarea posibilităților de valorificare a unui minereu cu conținut variabil de aur liber, a fost făcută aprecierea tehnologiei optime prin aplicarea criteriului curbelor de rentabilitate limită stabilită anterior.

Ecuațiile extracție-conținutul în aur al minereului specifice tehnologiilor utilizate, precum și cele ale extracției în aur de rentabilitate limită pentru aceleași tehnologii sînt date în tabelul 3.

Reprezentarea grafică a ecuațiilor stabilite a generat șapte familii de curbe care sînt redate în figura 10.

Se constată că tehnologiile combinate sînt mai eficiente din punct de vedere economic, cu excepția tehnologiei de amalgamare pe mese oscilante, urmată de flotația rămășițelor, care devine eficientă abia la conținuturi care depășesc 3,0 g/t.

La conținuturi situate sub 0,5 g/t, deși tehnologiile combinate asigură extracții ridicate, urmare a costurilor de prelucrare mai mari, comparativ cu tehnologiile singulare, eficiența lor economică devine negativă.

Dintre tehnologiile care asigură o eficiență economică ridicată în valorificarea minereurilor cercetate, amalgamarea dublă în șteampuri californiene și pe mese de amalgamare, urmată de flotația colectivă a aurului și sulfurilor din rămășițele după amalgamare, este corespunzătoare mai ales la conținuturi situate pînă la 1,0 g/t.

Tabelul 3

Ecuațiile extracție-conținutul în aur al minereului și cele ale extracției în aur de rentabilitate limită stabilite pentru diferite tehnologii de preparare

Tehnologia de preparare utilizată	Poziția ecuației extracție-conținut specifică tehnologiei utilizate dată în tabelul 2	Ecuația extracției în aur de rentabilitate limită pentru tehnologia utilizării comparativ cu flotația colectivă, %
Amalgamare dublă în șteampuri californiene și pe mese fixe	1	$m_B = \frac{0{,}68 \cdot a}{0{,}0061 + 0{,}01124 \cdot a} - \frac{3{,}1}{a}$
Amalgamare pe mese oscilante după măcinare în mori cu bile, urmată de flotația rămășițelor.	2	$m_B = \frac{0{,}865 \cdot a}{0{,}00535 + 0{,}011 \cdot a} + \frac{9{,}85}{a}$
Amalgamarea dublă în șteampuri californiene și pe mese fixe, urmată de concentrarea hidrogravimetrică a rămășițelor	3	$m_B = \frac{0{,}684 \cdot a}{0{,}006146 + 0{,}009512 \cdot a} \cdot \frac{0{,}40}{a}$
Flotația colectivă în celule independente în circuitul de măcinare-clasare	5	$m_B = \frac{a}{0{,}004546 + 0{,}00972 \cdot a} + \frac{0{,}081}{a}$
Flotația colectivă stadială	6	$m_B = \frac{a}{0{,}004116 + 0{,}009637 \cdot a}$
Amalgamarea în circuitul moară-clasor urmată de flotația colectivă a rămășițelor	7	$m_B = \frac{0{,}916 \cdot a}{0{,}003 + 0{,}010013 \cdot a} + \frac{3{,}57}{a}$
Amalgamare dublă în șteampuri californiene și pe mese fixe urmată de flotația rămășițelor.	8	$m_B = \frac{0{,}734 \cdot a}{0{,}00462 + 0{,}0088 \cdot a} + \frac{10{,}8}{a}$

Se pot obţine rezultate economice mai bune prin utilizarea înaintea procedeelor tehnologice înseriate a unor operaţii de preparare cu scopul de a ridica conţinutul minereului supus prelucrării. Operaţia, cunoscută în general sub

gie dată, se pune la dispoziţia preparatorilor un mijloc eficient pentru calculul rezultatelor posibil de obţinut.

Indicii tehnico-economici, determinaţi prin ecuaţia de rentabilitate limită, creează posibi-

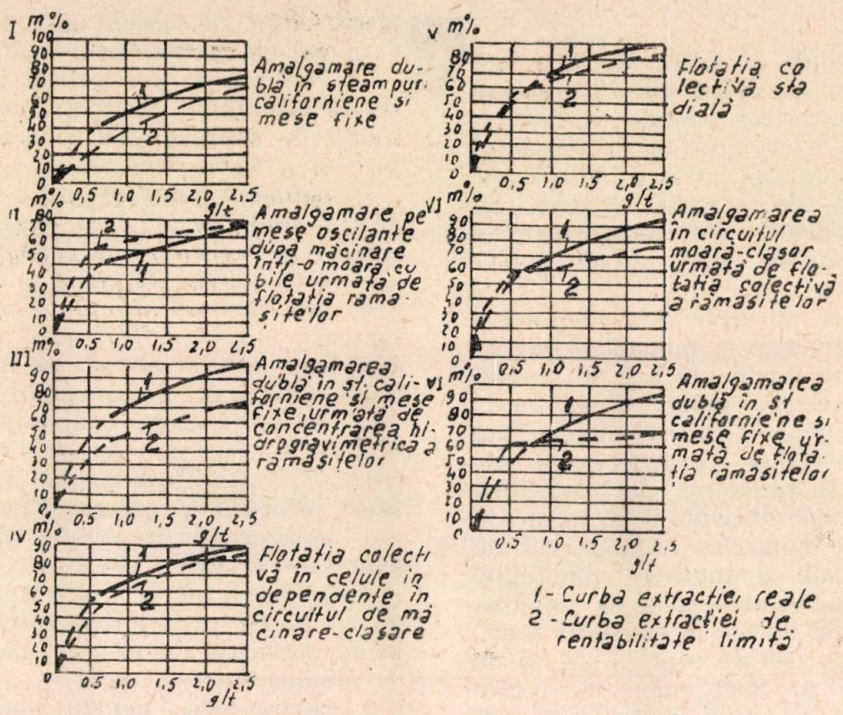


Fig. 10. Curbele extracţiilor reale şi de rentabilitate limită pentru şapte tehnologii de preparare utilizate la extagerea aurului conţinut în acelaşi timp de minereu.

denumirea de preconcentrare, permite situarea extracţiei la un nivel mai ridicat pe curbe extracţie-conţinut, coducînd astfel la realizarea unor recuperări mai bune şi unei rentabilităţi ridicate.

Concluzii

Prin analiza cercetărilor, exclusiv industriale, efectuate asupra unor minereuri cu conţinuturi variabile de aur s-a reuşit să se dovedească legătura funcţională care există între conţinutul în aur al minereului supus preparării printr-o tehnologie stabilită şi extracţiile realizabile. Legătura stabilită, concretizată într-o ecuaţie matematică prezentată grafic, reprezintă, pentru minereurile analizate, o ramură de hiperbolă echilateră, poate fi extinsă la o gamă largă de conţinuturi, asigurîndu-se astfel posibilitatea determinării în perspectivă a extracţiilor realizabile la conţinuturi ale minereului dat.

Prin stabilirea ecuaţiilor principalilor indici tehnologici de preparare, funcţie de conţinutul în aur al minereului prelucrat printr-o tehnolo-

litatea comparării rezultatelor realizabile prin utilizarea mai multor tehnologii la prepararea unui minereu cu conţinut de aur cu o tehnologie de referinţă, considerată în momentul respectiv tehnologia de eficienţă maximă pentru valorificarea minereului cercetat.

În baza rezultatelor obţinute se pot calcula, pentru prima oară în prognoză, rezultatele realizabile, cunoscînd numai un singur parametru al preparării — conţinutul în aur al minereului supus unei tehnologii de preparare date.

Bibliografie

[1] Bodiu, P. A., Ilie, P. *Progrese în prepararea minereurilor neferoase.* O.D.P.T. Bucureşti, 1969.

[2] Henrich, L. T. *Distribuţia dimensiunii şi greutăţilor particulelor de aur în diferite minereuri.* Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy Johanesburg, Martie 1964.

[3] Kheil, O. *Posibilităţi de mărire a extracţiilor la preparare prin amalgamare şi flotaţie a minereurilor cu aur liber şi conţinut redus.* Institutul de Mine Petroşani, 1978.

Studii electrochimice ale ionilor de ceriu în vederea valorificării soluţiilor obţinute prin solubilizarea monazitei (I)

Dr. ing. **T. Vişan**
Institutul Politehnic Bucureşti

Ing. **Adina Cotârţă**
I.E.C.B. Bucureşti

Dr. ing. **T. Segărceanu**
Ing. **E. Manea**
I.A.M.N. Bucureşti

I. Introducere

Necesităţile crescînde de lantanide, atît sub formă de metale pure sau aliaje, cît şi sub formă de combinaţii chimice, au stimulat o dezvoltare fără precedent a cercetărilor în domeniul obţinerii şi proprietăţilor acestor substanţe. Numeroase rezultate ale lucrărilor cu caracter fundamental şi aplicativ sînt prezentate în cele cîteva monografii de bază care au apărut în ultimii ani [1–4].

În soluţiile apoase obţinute prin tehnologia românească de solubilizare a monazitei, lantanidele se găsesc sub formă de azotaţi, ceriul fiind în cantitatea cea mai mare, sub forma de ceriu trivalent. Recent, s-a iniţiat un program de cercetare a reacţiilor electrochimice ale ceriului, în special în problema electrooxidării ionilor Ce^{3+} şi obţinerii dioxidului de ceriu din aceste soluţii. Este cunoscut că dioxidul de ceriu (CeO_2 sau sub denumirea comercială „cerox") este un material extrem de solicitat de industria de sticlă optică în cantităţi mari, de ordinul a cîtorva zeci de tone pe an, şi de industria metalurgică. Menţionăm că cercetarea poate avea şi alte aplicaţii, ţinînd cont că electrooxidarea combinată cu extracţia lichid-lichid este una din cele mai eficiente metode de separare a ceriului de celelalte lantanide. În acelaşi timp, soluţiile apoase de azotaţi şi de acid azotic, care intervin în tehnologie, sînt cele mai puţin studiate medii apoase electrochimice, programul prevăzînd şi ample cercetări fundamentale de precizare a reacţiilor de electrod ale ionului NO_3^-, prezent în cantitate considerabilă în soluţie.

Pentru elucidarea comportării electrochimice a ionilor de ceriu sînt necesare, de asemenea, studii comparative şi în alte tipuri de soluţii, cum ar fi soluţiile de cloruri, sulfaţi, fosfaţi etc.

Astfel de studii sînt importante şi din punct de vedere al chimiei analitice, cunoscînd fiind că numeroase articole se ocupă cu metode de analiză a ceriului şi, în general, a lantanidelor. Dintre determinările analitice recente remarcăm următoarele :

— titrare electrometrică a urmelor de La^{3+} şi Ce^{3+}, cu reactiv violet de pirocatehol, la pH = 5,5 şi potenţial – 1,28 V (faţă de electrodul de referinţă de calomel saturat) [5];

— titrare amperometrică fierbinte (70°C) a urmelor de La^{3+} şi Ce^{3+} cu xilenol oranj la pH = 5,5, condiţii în care se reduce uşor complexul metal-ligand [6];

— polarografie şi cronopotenţiometrie a ionilor trivalenţi de lantanide sub formă de complecşi sulfat în solvent mixt dicloretan-apă şi extracţie cu metilenbis-difenilfosfină oxid [7];

— voltametrie pe electrod disc rotativ, pentru determinarea concentraţiei ionilor Ce^{4+} în soluţii de acid sulfuric şi azotic, în prezenţa Fe^{3+} şi a Cr^{4+} [8];

— reducere polarografică a Ce^{3+} pe electrod de Hg, cînd rezultă două unde la reducerea la metal şi se realizează un amalgam de ceriu [9];

— voltametrie stripping în soluţii conţinînd Ce^{3+} pe electrod de grafit impregnat şi în prezenţa acidului fitic, cînd se formează un complex insolubil al Ce^{4+} pe suprafaţa electrodului, care apoi se reduce [10; 11];

— voltametrie stripping pentru determinarea urmelor de Ce, La şi Pr, prin intermediul unui complex o-crezolftalexon/lantanidă, pe electrod static picătură de mercur [12];

— polarografie de curent alternativ pentru ionii Ce^{3+} şi Ce^{4+} [13];

— oxidarea anodică (dizolvarea) a unui aliaj de lantanide în soluţie neutră la 40 – 60° C, la un potenţial de electrod de –0,16 V (faţă de calomel saturat) [14];

— polarografie pentru ionii Nd^{3+}, La^{3+}, complexaţi cu CNA (carboxinitrază), în două variante de lucru : „single sweep" şi „differential puls" [15].

II. Rezultate din literatură privind studii de laborator ale proceselor de electrod ale ceriului în soluţii apoase

Rezultatele experimentale din anii '50, observate pe electrod de Pt, au indicat pentru cuplul redox Ce^{3+}/Ca^{4+} un proces simplu :

$$Ce^{3+} - e \rightleftarrows Ce^{4+} \qquad (1)$$

proces care are un curent de schimb de ordinul $10^{-5} - 10^{-4}$ A/cm², indiferent de potenţial [16]; s-a stabilit că reacţia anodică are un potenţial standard $E^\circ = +1{,}61$ V (faţă de H_2) [17; 18].

Cîteva complicaţii apar la potenţiale foarte pozitive, datorită degajării concomitente a oxigenului pe anod, ceea ce produce un potenţial mixt de electrod. Conform rezultatelor lui Greef şi Aulich [19], pe electrod disc rotativ de Pt, suprafaţa acoperită cu un strat de oxid întîrzie reducerea ulterioară a ionilor Ce^{2+} cînd ar trebui să aibă loc procesul invers din echilibrul (1).

În soluţii de acid sulfuric şi sulfaţi s-au realizat ciclovoltamograme pe Pt, arătîndu-se că mecanismul oxidării Ce^{3+} la Ce^{4+} este complicat de apariţia unor specii complexe intermediare (complecşi sulfat) [20]. Pe disc rotativ de Pt,

tot în soluții de H_2SO_4, s-a pus în evidență existența oxizilor pe electrod [21]. Simplitatea procesului redox al ionilor de ceriu a fost arătată în medii de H_2SO_4 1 M și în lucrarea [22]. O soluție conținînd $Ce_2(SO_4)_3$ și H_2SO_4 (cu fond de tripolifosfat de sodiu) a fost studiată de autori sovietici [23], care au remarcat o oxidare completă a ionilor trivalenți de ceriu, prin polarizare la +1,4 V. Valoarea foarte pozitivă a cuplului redox al ceriului a fost confirmată experimental și de cercetătorii japonezi [24], pe electrozi semiconductori de SnO_2 puternic dopați.

Pe electrozii de grafit, profesorul I. A. Atanasiu [25] a arătat că, în medii de H_2SO_4, potențialul staționar al sistemului este reversibil la concentrații mai mari de 10^{-3}M ceriu. La concentrații mai scăzute, reacția anodică este mascată de oxigen. Pe electrod disc rotativ de W[26] în medii de H_2SO_4, oxidarea completă a ceriului se produce cu o viteză extrem de scăzută, iar procesul catodic este întîrziat în comparație cu electrodul de Pt. Prin corelație și cu valoarea foarte diferită de 0,5 a coeficientului de transfer de sarcină, diferențele care apar față de electrodul de Pt sînt explicate prin oxidul ce există pe W la potențiale de $+1{,}1 \div +1{,}6$ V. Pe catozi de Pb și de Pt [27] s-a cercetat efectul vibrației electrodului (electrod vibrant) la reducerea unei soluții de sulfat ceric, $Ce(SO_4)_2$; prin condițiile hidrodinamice create, curentul limită a crescut de circa 10 ori, ceea ce înseamnă o intensificare a procesului de electroliză.

Sangina [28; 29] s-a ocupat cu determinarea foarte precisă a potențialelor cuplului redox al ceriului, în funcție de concentrația acidului sulfuric adăugat, în domeniul 0,1—8 Na H_2SO_4. S-a arătat că potențialul scade ca rezultat al formării complecșilor de ceriu tetravalent de tip sulfat. De asemenea, potențialul scade cu scăderea concentrației ionilor de ceriu. Studii spectrofotometrice au arătat că în soluții diluate are loc nu numai formarea complecșilor tip sulfat, dar și hidroliza sărurilor de Ce^{4+}.

Un alt grup de lucrări, ale lui Stolyarov [30; 31], se ocupă cu aplicarea metodei galvanostatice „single plus" în medii de H_2SO_4 pe Pt, cînd are loc reacția:

$$Ce(SO_4)_2 + 2H^+ + e \rightleftarrows Ce^{3+} + 2HSO_4^- \quad (2)$$

În lucrarea [31] se precizează că această reacție este reversibilă și în soluții de H_2SO_4 + + $HClO_4$ + ioni de ceriu.

Timofeev [32] a utilizat metoda coulopotențiometrică pentru măsurarea potențialelor de oxidare ale cuplului Ce^{3+}/Ce^{4+} într-o serie de soluții apoase H_2SO_4, $HClO_4$, H_3PO_4, HNO_3, Na_2WO_4, Na_2CO_3 și K_2CO_3. Faptul că deplasarea potențialului în direcție negativă crește în ordinea: $HClO_4$, HNO_3, H_2SO_4 și H_3PO_4, este datorat complexării tot mai puternice a ionilor de ceriu, în aceeași ordine.

În soluții de sulfați se întîlnesc și următoarele lucrări cu caracter aplicativ, referitor la ionii ceriului:

— un electrolit conținînd Ce^{3+} și Ce^{4+} îl propun cercetătorii japonezi [33], pentru decontaminarea suprafețelor radioactive metalice, prin electroliză; se aplică o tensiune între un electrod auxiliar și suprafața contaminată, care este astfel electropolisată și decontaminată datorită puterii oxidante a Ce^{4+}. Soluția se recirculă și rezultă ape uzate în cantități mici;

— se propune fabricarea sulfatului ceric, $Ce(SO_4)_2$, plecînd de la sulfat ceros, $Ce_2(SO_4)_3 \cdot 5H_2O$, dizolvat într-o soluție H_2SO_4 1 M, prin electroliză [34; 35]. Procesul necesită o agitare puternică, curenți 0,1—0,4 A/cm² și catozi de W.

În soluții de cloruri [36] s-au obținut curbe de polarizare anodică la concentrații 0,073 — — 0,366 M $CeCl_3$ și HCl 2 M.

Studiile care s-au făcut *în medii de fosfați și de H_3PO_4* au determinat potențialele formale de oxidare și compuși de complexare, de forma $Ce(H_2O)_{x-3}(H_2PO_4)_3^+$ [37].

În soluții apoase de azotați, cinetica proceselor de electrod ale cuplului Ce^{3+}/Ce^{4+} este extrem de puțin studiată, după cum arată și Pletcher, într-o lucrare recentă [38]. În primul rînd, nu sînt bine precizate speciile sub care se complexează ceriul în aceste soluții. Cercetările anterioare ale ionilor Ce^{4+} în soluții de azotați prin tehnici de migrație, măsurări de potențiale formale, prin extracție, spectroscopie în vizibil și Raman [39—44] au dus la concluzii foarte disparate. De exemplu, s-au propus specii de tipul $Ce(NO_3)_3^+$, $Ce(NO_3)_5^-$, $Ce(NO_3)_6^{2-}$ și specii polimerice ale Ce^{4+}. Alte studii au dus, de asemenea, la confuzii, presupunînd pentru ceriu trivalent specii ca: $Ce(NO_3)^{2+}$ sau $Ce(NO_3)_5^{2-}$. Dacă se lucrează cu electrozi din metale nobile (Pt, Au) procesele de electrod sînt complicate de prezența oxizilor pe astfel de electrozi. De aceea, Pletcher, în lucrarea sa, a utilizat electrozi de carbon vitros, punînd în evidență pe ciclovoltamograme în soluții HNO_3 1 M + $15 \cdot 10^{-3}$ M $Ce(NO_3)_3$ un maxim anodic de oxidare la +1,45 V față de electrodul de calomel saturat și un maxim catodic la +1,36 V. Experimentările au fost extinse și la concentrații mai mari de Ce^{3+}, de pînă la $60 \cdot 10^{-3}$M.

Într-o altă serie de experiențe s-a crescut concentrația HNO_3 de la 1 M la 10M, observîndu-se următoarele schimbări în voltamograme:

— curenții de peak scad, lucru explicat prin faptul că, atunci cînd concentrația acidului crește, coeficientul de difuzie al Ce^{3+} scade, rezultat al creșterii viscozității soluției (legea Stokes—Einstein);

— viteza transferului de electron a reacției de oxidare crește substanțial; spre exemplu,

la viteze de baleiaj de 2,4 V/s, separarea peakurilor ΔE_p scade de la 180 mV la 77 mV;

— degajarea oxigenului este deplasată spre potențiale din ce în ce mai pozitive decît + 1,6V.

Interpretarea acestor date este totuși complicată, din cauză că atît concentrația ionului azotat, cît și concentrația protonilor se schimbă simultan. De aceea s-a trecut la soluții în care numai unul dintre ioni se modifică, într-o serie plecînd de la 5 M HNO_3 pînă la 0,5 M HNO_3 + 4,5 M $NaNO_3$, deci cu aceeași concentrație în ion NO_3^-, dar concentrația protonilor diferită.

Rezultatele indică faptul că ionul Ce^{4+}, format la suprafața electrodului de carbon vitros, suferă o hidroliză în soluțiile cu aciditate mică, dar procesul este reversibil. Potențialul formal al cuplului redox al ceriului nu depinde de concentrația de NO_3^- sau de H^+, ceea ce duce la concluzia că se produce o complexare similară și a speciei oxidate (Ce^{4+}) și a speciei reduse (Ce^{3+}), implicînd același număr de liganzi, ionii NO_3^-. Această concluzie este verificată și de observația că cinetica de electrod rapidă nu e însoțită și de o reorganizare majoră a sferei interioare de coordinare.

Pe de altă parte, în lucrarea sa, Pletcher a realizat extracții ale ceriului cu ion tetrabutilamoniu și cu tributilfosfat; experiența a arătat că complexul de Ce^{4+} este extras ca anion, în timp ce ionul Ce^{3+} nu este extras, deci nu este prezent ca anion. Prezența altor anioni (SO_4^{2-}, ClO_4^-) alături de anionul azotat în faza apoasă duce la o scădere a eficienței extracției cu solvent organic și poate afecta potențialul formal și/sau cinetica cuplului redox.

Tot în soluții acide de HNO_3, Baranov [45] a determinat potențialele de reducere ale e^{4+} la diferite temperaturi și concentrații ale HNO_3, între 1 M și 16 M. Procesele electrochimice ale cuplului Ce^{3+}/Ce^{4+} s-au găsit a fi mai rapide în soluții 2 M HNO_3, unde conductibilitatea electrică a soluției atinge un maxim. Este de dorit o concentație cît mai mică în ion Cl^- [46].

În referințele bibliografice [47; 48] se prezintă lucrări de obținere a dioxidului de ceriu din azotați. În [47] se raportează electrodepunerea CeO_2 pe un aliaj de aluminiu din soluții în care s-au dizolvat $Ce(NO_3)_3 \cdot 6\ H_2O$ și o substanță organică (2-buteniletanol). Astfel de acoperiri ceramice dau rezistență anticorosivă, materialelor metalice în soluții agresive, conținînd NaCl. În [48] se arată posibilitatea obținerii de pulbere de CeO_2 într-o celulă la temperatura camerei, procesul electrochimic permițînd reglarea mărimii cristalitelor; în experiența prezentată, pulberea rezultă în compartimentul catodic al celulei.

III. Soluții tehnologice existente privind electrooxidarea ceriului din soluții apoase de lantanide

Metoda curent folosită pentru separarea ceriului de celelalte lantanide este oxidarea electrochimică, combinată cu extracția lichid-lichid [4]. În acest scop se folosesc celule în care ceriul trivalent se oxidează la anod, într-un compartiment separat prin diafragmă de spațiul catodic, cu un randament de oxidare de 98—99% și cu recircularea electrolitului catodic și anodic.

Printre materialele recomandate pentru electrozi se numără platina sau platina platinată — pentru anod, iar pentru catod — grafitul sau titanul. Alte materiale încercate pentru anod (PbO_2, carbon vitros) nu au dat rezultate mulțumitoare [49].

Cercetările tehnologice au arătat că randamentul de curent depinde de mai mulți factori, și anume: concentrația ionilor Ce^{3+} și Ce^{4+}, concentrația HNO_3, temperatura, viteza de recirculare a soluției și densitatea de curent anodică și catodică. Studii ale autorilor cehoslovaci [50] au relevat că, atît în celule cu diafragmă, cît și în celule fără diafragmă, randamentul de curent pentru oxidare depinde de raportul ariilor electrozilor, de agitarea soluției și de volumul de electrolit.

La anod au loc reacțiile:

$$Ce^{3+} - e \rightarrow Ce^{4+} \qquad (3)$$

$$2H_2O - 4e \rightarrow O_2 + 4H^+ \qquad (4)$$

Creșterea concentrației de ioni Ce^{3+} crește și randamentul de oxidare, deoarece se poate mări densitatea de curent de electroliză. Difuzia la anod este îmbunătățită prin agitare și prin creșterea temperaturii [51]. Viteza de oxidare crește cu densitatea de curent pînă la un optim, randamentul de 100% realizîndu-se la $i_a = 0{,}05$ A/cm²; la densități de curent mai mari de 0,1 A/cm² se degajă exclusiv oxigenul. În tehnologie, pentru reînprospătarea soluției este necesară o viteză mare de circulație a anolitului.

După cum s-a arătat, concentrația Ce^{4+} nu influențează cinetica de oxidare; în principiu, la fel ar trebui să nu influențeze nici concentrația HNO_3. Totuși, practic se cere o alegere a concentrației optime, pentru că la concentrații exagerate de acid se împiedică extragerea cu solvent organic a Ce^{4+} (operația a doua din procesul tehnologic). Temperatura crește viteza de oxidare și conductivitatea electrică a soluției, micșorînd supratensiunea la anod.

Pentru reacțiile catodice sînt următoarele procese:

— fie descărcarea hidrogenului:

$$2H^+ + 2e \rightarrow 2H \rightarrow H_2; \qquad (5)$$

— fie reacția de descărcare a ionului NO_3^-, printr-o succesiune de etape, avînd ca intermediari ionul azotit și hidroxilamina:

$$NO_3^- + 2e + 3H^+ \rightarrow HNO_2 + H_2O; \quad (6)$$

$$NO_3^- + 6e + 7H^+ \rightarrow NH_2OH + 2H_2O; \quad (7)$$

$$NO_3^- + 8e + 9H^+ \rightarrow NH_3 + 3H_2O. \quad (8)$$

Produșii de reacție, în principal acidul azotos, trec prin diafragmă, micșorînd astfel randamentul de oxidare a Ce^{3+}, deoarece reduc ionul Ce^{4+} proaspăt format.

Studiile care s-au făcut referitor la optimul de concentrație a acidului azotic în compartimentul catodic [52] arată că la concentrații mai mici de 100 g/l HNO_3 procesul catodic constă numai în descărcarea hidrogenului, în timp ce la concentrații foarte mari, rezultă în principal acid azotos și oxizi de azot. Aceiași produși se obțin și dacă temperatura crește peste valoarea de 50°C.

Pe baza acestor considerații, s-a stabilit că regimul optim tehnologic este următorul:

— concentrația HNO_3: 70—100 g/l (aproximativ 1 — 1,5 M HNO_3);

— temperatura: 45 — 50°C.

Creșterea temperaturii de la 25°C la 80°C și menținerea timp de mai multe zile a soluției în eletrolizor fără curent nu produc reducerea ceriului tetravalent din soluția tehnologică. Aceasta arată un domeniu larg în care pot varia condițiile de lucru.

Etapele procesului tehnologic aplicat în U.R.S.S. [4] sînt redate schematic în figura 1. Se pot enunța cîteva elemente esențiale ale etapei electrochimice, de oxidare de la Ce^{3+} la Ce^{4+}:

— viteza de recirculare a anolitului este de 4 — 5 ori mai mare ca în catolit;

— temperatura este de 45 — 50°C și se reglează cu un încălzitor cu apă sau cu refrigerent cu apă;

— în catolit se adaugă periodic HNO_3.

Cînd s-a ajuns la 98—99% grad de oxidare a ceriului trivalent, se trece la extracția cu tributilfosfat pur, urmînd etapa de spălare cu o soluție HNO_3 0,5 M, pentru înlăturarea lantanidelor trivalente nereacționate.

Final, urmează etapa de reextracție, care se efectuează cu soluție 0,5 M HNO_3 în care s-a adăugat 1 — 2% H_2O_2, pentru convertirea urmelor de ceriu trivalent. Din reextract se precipită oxalat de ceriu și apoi, prin calcinare, rezultă dioxid de ceriu, CeO_2.

Rafinatul rămas după extracția ceriului cu TBF mai conține încă 1,5—3% ceriu și merge la extracție diferențiată pentru separarea celorlalte lantanide.

Menționăm, în continuare, cîteva elemente constructive ale electrolizorului din tehnologia sovietică:

— corpul electrolizorului este din titan;

— anodul — oțel platinat sau titan platinat;

— catodul — grafit, de forma unei țevi inelare, cu orificii pentru introducerea soluției în lungul electrodului, de jos în sus;

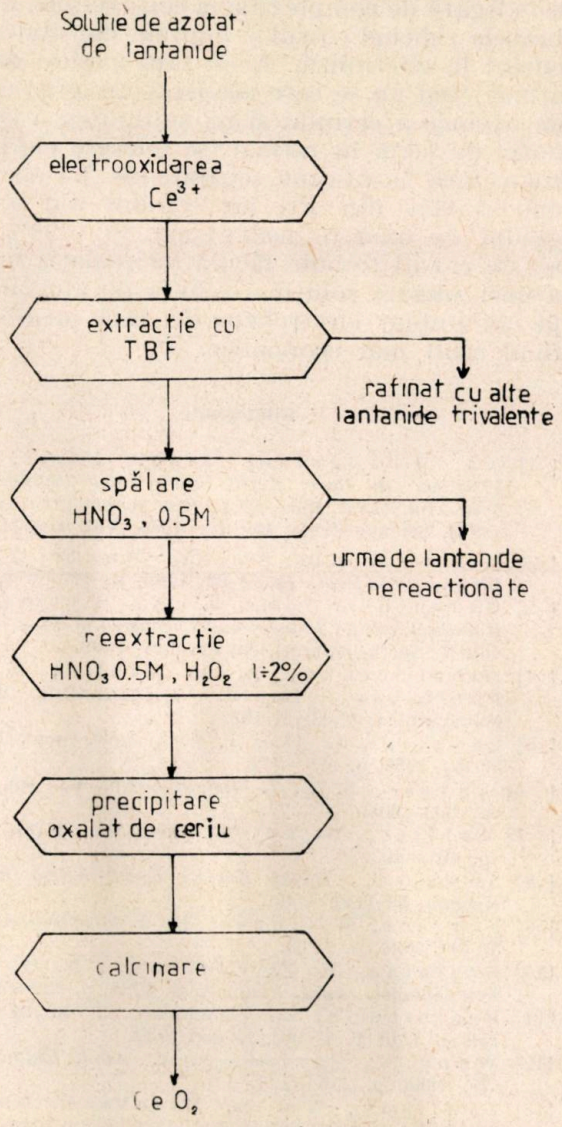


Fig. 1. Tehnologia de separare a ceriului de celelalte lantanide din soluțiile de azotați de la solubilizarea minereurilor.

— diafragmă neporoasă pentru gazele din compartimentul catodic, ce sînt evacuate printr-un știuț de evacuare.

De obicei, membranele separatoare care intră în componența electrolizorului sînt din pînză filtrantă sau membrană anionică. În timpul electrolizei, răcirea electrozilor se realizează cu un sistem special de răcire cu apă.

Soluția constructivă descrisă mai sus prezintă elemente de noutate față de electrolizoarele

obișnuite pentru oxidări sau reduceri electrochimice, și anume, cu privire la răcirea soluției în spațiul dintre electrozi și dispersarea soluției în lungul anodului. Aceasta explică randamentul mare de curent, creșterea productivității cu 30—40% față de electrolizoarele clasice și oxidarea avansată a ceriului trivalent pînă la 98—99%.

Se poate face o discuție privitor la întrebuințarea membranelor separatoare; utilizarea lor este legată de complexitatea construcției, membranele ridicînd costul și limitînd densitatea de curent la electroliză. Acest fapt explică de ce, atunci cînd nu se cere neapărat un grad înalt de oxidare a ceriului și nu se limitează conținutul de ceriu în rafinat, se folosesc electrolizoare fără membrane separatoare. La acestea, anodul este din Pt, iar catodul din grafit, gradul de oxidare nedepășind 80 — 90%; în aceste cazuri trebuie făcută recircularea numai a unei singure soluții — soluția de alimentare, pe ansamblu, electrolizoarele fără membrană fiind mult mai economice.

Bibliografie

[1] Xu, Guangxian, Xiao, Jimei, *New Frontiers in Rare Earth Science and Applications, Proc. Int. Conf. Rare Earth Dev. Appl, (10—14 sept. 1985)*, Science Press, Beijing, 1985, Vol. I și II.

[2] Miller J. D. În: *Annu. Rep. Chem., Sect. A Inorg. Chem., 1985 (Publ. 1986)* **82**, 1986, p. 347—370.

[3] Gschneider Jr., K. A., Eyring, L. *Handbook on the Physics and Chemistry of Rare Earth*, vol. 8, North-Holland, Amsterdam, 1986.

[4] Mihailicenko, A. I., Mihlin, E. B., Patrikeev, Yu. B. *Redkozemlenie Metalli*, Metallurghia, Moskva, 1987.

[5] Lavale, S. C., Dave, M. J. Inst. Chem. (India), 58 (5), 1986, p. 175—176.

[6] Lavale, S. C. *J. Indian Chem.*, **63**, (6), 1986 p. 605—606.

[7] Freiser, W. Yu. M., *Anal. Sci.*, **3** (5), 1987, p. 401—403.

[8] Suwa, T. *Denki Kagaku oyobi Kogyo Butsuri Kagaku*, **54** (11), 1986.

[9] Barrera, M., Lopez, P. J. *Electrochim. Acta*, **31** (9), 1986, p. 1113.

[10] Brainina, K. Z., Fedorova, N. D. *Phytic Acid/Sympos. Appl. Phytic* Acid 1986, p. 329—338.

[11] Brainina K. Z., Fokina, L. S. SU—927, 752 (Cl C 01 F 17/00), 15 mai 1982.

[12] Wang, J., Farisa, P. A. *Anal. Chim. Acta*, **171**, 1985, p. 215—223.

[13] Lyalikov, Yu. S., Mirovich, L. *Izv. Akad. Nauk Mold. SSR, Ser. Biol. Khim. Nauk*, (5) 1975, p. 65—71.

[14] Dzelali, V., Khanin A. M. SU—1, 011, 524 (Cl C O1 F 17/00) 15 apr. 1983.

[15] Jiao, Kui, Gao, Yaoxia *Sci. Sin., Ser. B*, **29** (8), 1986, p. 795—805.

[16] Vetter, K. J. *Z. phys. Chem.*, **196**, 1951, p. 360.

[17] Petrocelli, J. V., Paolucci, A. A. *J. Electrochem. Soc.*, **98**, 1951, p. 291.

[18] Lewartowicz, E. *J. phys. chim.*, **49**, 1952, p. 564 și p. 573.

[19] Greff, R., Aulich, H. *J. electroanal. Chem.*, **18**, 1968, p. 295.

[20] Kuhn, A, T., Randle, T. H. *J. Chem. Soc. Faraday Trans.*, **81**, 1985, p. 403.

[21] Randle, T. H., Kuhn, A. T. *J. Chem. Soc., Faraday Trans.*, **79** (8), 1983, p. 1741—1756; T. H. Randle, Electrochim. Acta, **31** (7), 1986 p. 493—497.

[22] Marcenauer, J. *Collect. Czech. Chem. Commun.*, **51** (3), 1986, p. 493—497.

[23] Kulyako, J., Pulvalov, S., Lebedev, I., Mydsoedov, B. *Radiokhimiya*, **26** (1), 1984 p. 140.

[24] Kobayashi, J., Aikawa, J., Sukigara, E. *Bull. Chem. Soc. Japan*, **55** (9), 1982, p. 2820.

[25] Atanasiu, I. A. *Rev. Chim.*, **26** (3), 1975, p. 218—220.

[26] Emelianenko, V. V. *Elektrokhimiya*, **11** (9), 1975, p. 1335—1336.

[27] Facsko, Gh., Poraicu, M. *Bul. Științ. Tehn. Inst. Polit. Tim., Ser. Chim.*, **19** (2), 1974, p. 247—256.

[28] Songina, O. A., Niyashekeva, A. S. *Issled. v. Obl. Khim. Redkozemelnykh Elementov*, 1975, p. 81.

[29] Songina, O. A., Niyashenko, A, S. *Izv. Akad. Nauk Kaz. SSR. Ser. Khim.*, **26**(3), 1976, p. 19—23.

[30] Kiavtsov, V. I., Stolyarov, G. K. *Elektrokhimiya*, **14** (3), 1978, p. 396—399.

[31] Stolyarov, G. K. *Deposited Doc.*, 1977, VINITI 3433—77, p. 59—62.

[32] Timofeev, G. A., Chistyakov, V. *Radiokhimiya*, **29**(2), 1987, p. 160—165.

[33] Toda, M., Fujita, R. Jpn. Kokai Tokkyo Koho, JP — 61 176, 899 (Cl G 21 F 9/30) 8 aug. 1986.

[34] Bachot, J., Dumousseau, J. Y. Fr. Demande FR — 2, 570, 087 (Cl C 25 D 11/02), 14 mart. 1986.

[35] Oehr, K. H. US — 4, 683, 038 (Cl 204-93; C 25 B 1/00) 28 iul, 1987.

[36] Gasanov, D. S. *Zh. Prikl. Khim.*, **52** (1), 1979, p. 206—208.

[37] Lebedev, I. A., Kulyako, Yu. M. Zh. Neorg. Kjim., 28(8) 1983, p. 1963—1965.

[38] Pletcher, D., Valdez, E. M. *Electrochim. Acta* **33** (4), 1988, p. 499—507.

[39] Dorfman, M., Gryder, J. W. *Inorg. Chem.*, **1**, 1962, p. 799.

[40] Levin, V. I., Korpusov, G. V., Manko, N. M., Patrusheva, E. N. Prohorova, N. P., Platnov, G. F. *Atomnaya Energiya*, **15**, 1963, p. 138.

[41] Smelov, V. S., Vereshcheagin, Yu. I., *Zh. Neorg. Khim.*, **9**, 1964, p. 2775.

[42] Larson, R. D., Brown, G. H. *J. phys. Chem.*, **68**, 1964, p. 2775.

[43] Miller, J. T., Irish, D. E. *Can. J. Chem.*, **45**, 1967, p. 147.

[44] Lebedev, I. A., Mydsoedov, B. F., Fenkel, V. Ya. *Zh. Neorg. Khim.*, **18**, 1973, p. 1716.

[45] Baranov, A. A. *Radiokhimiya*, **21** (1), 1979, p. 59—62.

[46] Geipel, G. *Zentralinst. Kernforsch. Rossendorf Dresden [Ber], Zfk—599*, 1986, p. 40—41.

[47] Hinton, B. R. W. *Mater Australs*, **19** (1), 1987, p. 18—20.

[48] Switzer, J. A. *Amer. Ceram. Soc. Bull.*, **66** (10), 1987, p. 1521—1524.

[49] Bludska, J. *Chem. Prum.*, **36** (6), 1986, p. 299—304.

[50] Nemec, J., Louka, T., *Chem. Prum.*, **36** (1), 1986, p. 21—24.

[51] Gorbachev, S. V., Churikov, Yu. S., Titova, N. V., Lifanova, T. A. *Zh. fiz. Khim.*, **48** (2), 1974, p. 362—365.

[52] Kohman, L., Ferz, M. *Premysk. Chemiczny*, **44** (5), 1965, p. 239—242.

Factori specifici care însoţesc cimentarea (I)

L. Avram
I.P.G. Ploieşti

S. Bandi
I.C.P.P.G. Cîmpina

Cimentarea unei coloane este considerată reuşită dacă se obţin următorele deziderate: etanşare, rezistenţă, aderenţa pietrei la roci şi burlane. Aceste cerinţe trebuie legate de factorii specifici — naturali, tehnici şi tehnologici — care însoţesc cimentarea.

Factori naturali

Factorii naturali (specifici) se referă, în principal, la: natura fluidelor cantonate în formaţiunile traversate, mineralizaţia apelor subterane, condiţiile de temperatură şi presiune — în special.

Legat de *natura fluidelor* cantonate în formaţiunile traversate, iată un singur aspect cu implicaţii deosebite privind reuşita cimentării. Gazele din stratele izolate se strecoară mai uşor decît lichidele; pătrunderea acestora în spaţiul inelar cimentat înseamnă: pericol de incendiu dacă spaţiul inelar nu este închis, fisurarea formaţiunilor de la şiul coloanei precedente şi ieşirea lor necontrolată în jurul sondei, scăderea productivităţii stratelor de petrol, cimentări secundare costisitoare etc.

Apele subterane mineralizate pot crea canale pentru circulaţia pastei de ciment. Mai mult, în condiţiile unei mişcări intense a apelor subterane, mai ales a celor freatice, din caverne, este posibilă diluarea şi contaminarea pastei pînă la limite ce nu mai fac posibilă prizarea, fenomen întîlnit mai frecvent la coloanele de ancoraj.

Efectuînd studii cu privire la *influenţa temperaturii* asupra prizei cimentului de sondă,

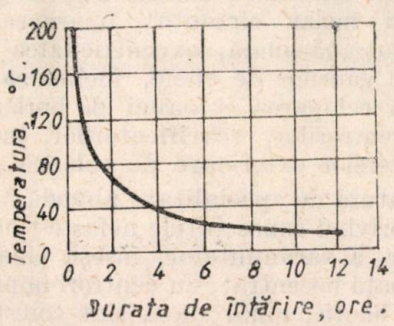


Fig. 1

Bulatov şi Stafikopulo obţin rezultate care pot fi transpuse pe o curbă de genul celei din figura 1, de unde rezultă că temperatura ridicată accelerează procesul de întărire în ansamblul său.

Pe acest fundal trebuie privit şi procesul exotermiei cimentului. Ca urmare a accelerării procesului interacţiunii cimentului cu apa, are loc o degajare şi mai intensă a căldurii de hidratare, cu consecinţe negative asupra stării de tensiune a structurii de întărire; este intensificat procesul de microfisurare a structurii, influenţînd negativ proprietăţile de rezistenţă ale pietrei de ciment. Mai mult, modificările în cinetica proceselor de hidratare şi dezvoltare a structurii de întărire sînt însoţite şi de schimbări în compoziţia chimico-morfologică a formaţiunilor hidratate, cu consecinţe asupra structurii pietrei de ciment, a proprietăţilor sale.

Pentru studiul exotermiei am efectuat mai multe experimente [1;2]. În figura 2 este dată variaţia temperaturii rezultată din exotermia unui litru de pastă de ciment tip S_1, cu densi-

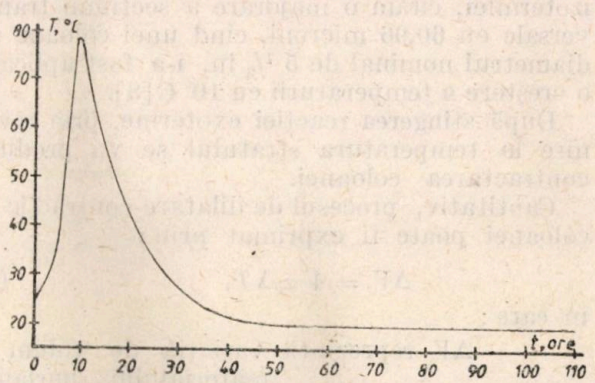


Fig. 2

tatea $\rho = 1\,800$ kg/m^3; pasta de ciment a fost introdusă într-un termos care a fost apoi învelit cu mai multe straturi de vată (s-a simulat, în fapt, un sistem adiabatic). Variaţia de temperatură a fost înregistrată cu ajutorul unui logometru înregistrator al Catedrei de Automatizări din I.P.G. Ploieşti (experimentul a fost repetat de mai multe ori).

Apoi, cu ajutorul unui termometru electronic, de concepţie proprie, s-a urmărit variaţia în timp a temperaturii în cinci puncte (fig. 3), la un dispozitiv ce simula procesul complex de transmitere a căldurii rezultate din exotermia cimentului către mediile adiacente. Pentru cazul real, cele cinci puncte se referă la: *1* —

axa coloanei; *2* — peretele interior al coloanei; *3* — peretele găurii de sondă; *4*, *5* — două puncte din strat, plasate radial faţă de axa sondei.

Menţionăm că, iniţial, experimentele noastre vizau sondele cu diametre mari; pentru son-

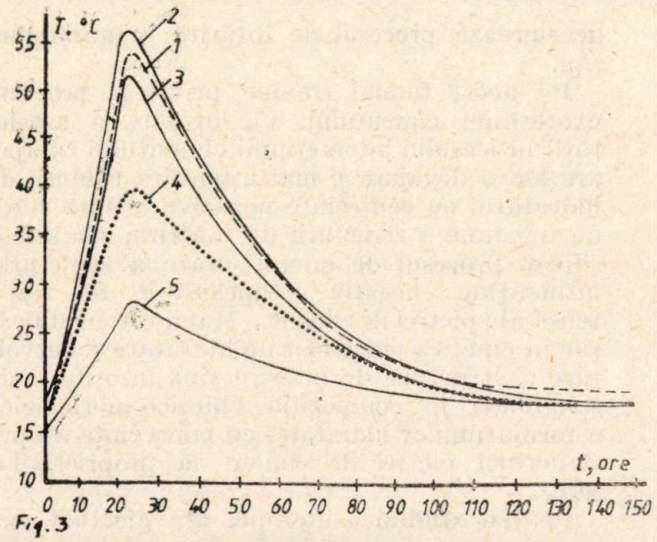


Fig. 3

dele obişnuite la care se fac referiri în lucrare, admiţînd similitudinea geometrică în cazul izotermiei, citäm o majorare a secţiunii transversale cu 60,96 microni, cînd unei coloane cu diametrul nominal de 5 $^1/_2$ in, i-a fost aplicată o creştere a temperaturii cu 10° C [8].

După stingerea reacţiei exoterme, prin revenire la temperatura stratului se va produce contractarea coloanei.

Cantitativ, procesul de dilatare-contracţie a coloanei poate fi exprimat prin:

$$\Delta V = V \alpha_v \Delta T, \qquad (1)$$

în care:

ΔV reprezintă variaţia de volum a materialului burlanelor;

α_v — coeficientul de dilatare termică volumică (pentru corpuri solide izotrope, $\alpha_v = 3\alpha$, α fiind coeficientul dilatării termice liniare).

Simplificat, pentru cazul dilataţiei termice liniare, forţa provenită din variaţia de temperament este:

$$F_t = EA\alpha\,\Delta T, \qquad (2)$$

unde:

E este modulul de elasticitate longitudinală al materialului coloanei ($E = 2{,}1 \cdot 10^{11} \mathrm{N/m^2}$);

A — aria secţiunii transversale a coloanei.

Acceptîndu-se ipoteza şiului încastrat, cînd prizarea pastei are loc înainte de răcirea coloanei, piatra de ciment dintre două racorduri succesive va fi supusă unui efort:

$$\sigma_c = \frac{F_t}{A_c}, \qquad (3)$$

unde:

A_c reprezintă aria secţiunii transversale a părţii racordului în contact cu piatra de ciment.

Altfel spus, coloana se contractă, distrugîndu-se aderenţa (dacă există), local sau pe zone mari, prin forfecare (shear bond).

Presiunea, la rîndul ei, accelerează şi ea întărirea. În figura 4 este prezentată influenţa pre-

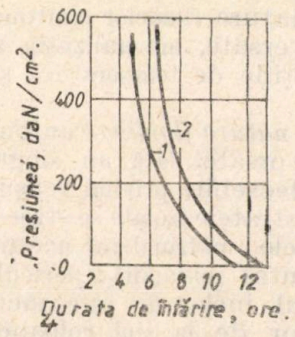


Fig. 4

siunii asupra timpilor de priză: curba *1* se referă la începutul de priză; curba *2* la sfîrşitul de priză. Cu cît decalajul dintre cele două curbe este mai mic, şansa de infiltrare a gazelor în masa pastei scade. Dintre cei doi factori, temperatura exercită o influenţă mai substanţială decît presiunea asupra timpilor de prizare ai pastei de ciment. O influenţă şi mai mare o are acţiunea concomitentă a temperaturii şi presiunii [7].

Factori tehnici

Factorii tehnici se referă atît la geometria spaţiului inelar cimentat (mărimea jocului radial coloană-sondă, excentricitatea coloanei, prezenţa găurilor de cheie, înclinarea sondei), cît şi la echiparea coloanei de burlane (utilizarea centrorilor, scarificatorilor, turbulizorilor, pakerelor exterioare de coloană etc.).

Literatura de specialitate abundă în avertismente privind consecinţele nefaste pentru viaţa sondelor, a zăcămintelor, înseşi, cînd coloana este tubată necentrat, cu centrori improprii sau dispuşi haotic, chiar dacă sînt corespunzători scopului. Deoarece nu există găuri de sondă drepte, coloanele sînt forţate să se curbeze. Toate coloanele din această categorie sînt în contact cu peretele găurii de sondă pe anumite zone, care devin tot atîtea căi de comunicaţie în spatele coloanei [10] ori, se ştie, că prin

cimentarea sondelor se urmărește realizarea izolării hidrodinamice.

Aceste zone de contact coloană-perete nu pot fi eliminate prin cimentări secundare pentru motivul elementar și logic că pasta de ciment nu are unde intra, cum nu a avut nici cea din cimentarea primară. După Halliburton (World Oil, martie, 1989) „o cimentare secundară reușită este aceea care nu trebuie făcută vreodată". Altfel spus, eforturile trebuie îndreptate spre obținerea unor cimentări primare reușite, adică pasta de ciment să fie dispusă de jur-împrejurul coloanei pe toată înălțimea cimentată, pietrei de ciment rezultate cerîndu-i-se o rezistență capabilă să protejeze coloana de eforturile care apar după perforarea stratului de interes , prin presiunea statică sau dinamică a fluidului din strat care ajunge, uneori, la sute de atmosfere. Adăugînd și rolul cimentului de a remedia eventualele infiltrării prin înfiletări neetanșe ale burlanelor, avem imaginea completă a ceea ce trebuie înțeles prin cimentare primară reușită. Urmează ca, într-o lucrare ulterioară, să se dezvolte aspectul evaluării corecte a reușitei cimentării coloanelor prin investigare geofizică și prelucrarea diagramei rezultate, cărora li se cere să exprime unic, situația reală unică în care se află o sondă după tubare și cimentare. Strict legate de pregătirea unei cimentări cu șanse de reușită, depășind 95% din operații, citățm aici cîteva condiții, importanța lor crescînd cu creșterea înclinării găurilor de sondă ce se vor tuba :

— realizarea unor găuri de sondă care să admită tubarea la rații :

$$r = \frac{D_s - D}{2}, \qquad (4)$$

cuprinse în domeniul 20 — 40 mm (D_s reprezintă diametrul găurii de sondă, iar D — diametrul nominal al coloanei) ;

— curățarea și degresarea exteriorului burlanelor alese pentru tubaj, după controlul nedistructiv al pereților, inspectarea integrității cepului și mufei, eliminarea celor deformate, ovalizate etc., mergînd pînă la sablarea celor care, la încheierea tubajului, se vor plasa în zone cunoscute ca agresive prin chimismul și presiunea lichidelor cantonate în sistemul poros ;

— echiparea cu centrori distanțieri*, capabili să asigure un grad de centrare de peste 70%, plasați pe coloană conform cu cavernograma și cu diagrama forțelor laterale născute în coloana obligată să ia traiectul sondei, traiect cunoscut din prelucrarea manuală sau asistată de calculator, a valorilor înclinării și azimutului planului înclinării ;

— prespălarea pereților sondei, folosind fluide cu acțiune dublă (chimică și abrazivă) pentru a mări șansa aderenței cu piatra de ciment [6].

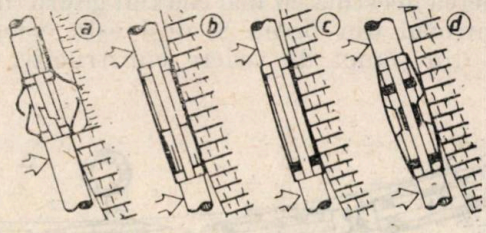


Fig. 5

Centrorii distanțieri (fig. 5 *d*) răspund cerințelor forajului prezent și ale celui de viitor, cu găuri săpate la înclinări mari și chiar orizontal ; asigură tubări lejere și spațiu inelar continuu, rezultate din cvasicoaxialitatea coloanei cu gaura sondei. Dezlocuirea fluidului de foraj cu pastă de ciment se îmbunătățește radical și se elimină zonele de contact ale coloanei de burlane cu peretele găurii.

În cazul forțelor laterale de valori ridicate, apărute în coloana de oțel obligată prin curbare să ia traiectul sinuos al găurii sondei, centrorii obișnuiți vor permite apropierea acesteia de perete la o grosime a lamei elastice (5mm) sau la o distanță de 10 — 12 mm pentru cazul centrorilor fixați în jurul mufelor sau al inelelor opritoare (fig. 5 *b* și *c*).

Plasarea centrorilor flotînd între mufe este total neindicată pentru, cel puțin, două motive :

— se pot deteriora prin strivire între un prag din perete și mufă (fig. 5 *a*) ;

— nu-și îndeplinesc funcția, chiar dacă au scăpat „teferi", deoarece nu există nici o corespondență rațională între adîncimile zonelor cu diametre minime ale găurii sondei și cele ale mufelor la încheierea tubajului.

În figura 6 este prezentat un fragment de sondă cu adîncimile de plasare a centrorilor pe coloană în dreptul zonelor colmatate sau aflate

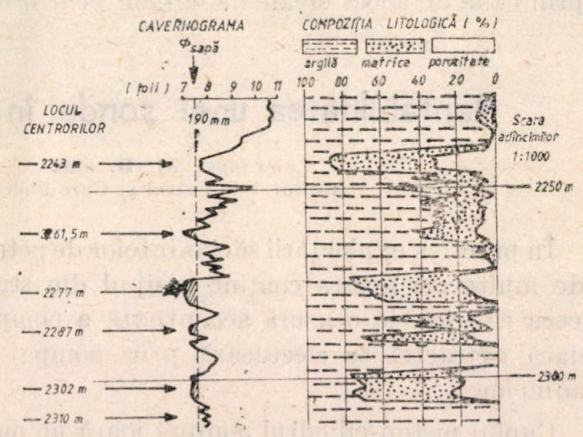


Fig. 6

* Dosar OSIM Nr. 140.497/28.06.1989

la diametrul sapei; măsura se introduce de la șiul de cimentare, primul burlan fiind echipat cu minimum trei centrori pentru a fi înlesnită înscrierea acestuia cît mai coaxial găurii (fig. 7).

Centrorul din figura 8, deși este corespunzător din punct de vedere constructiv, nu-și

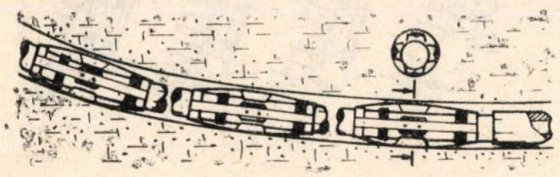


Fig. 7

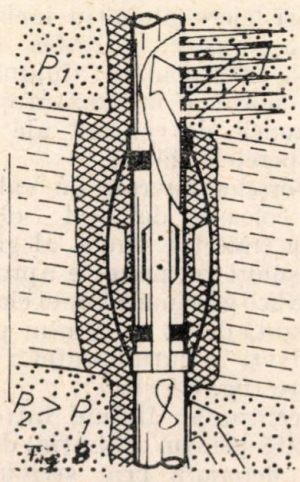


Fig. 8

poate îndeplini rolul. Amplasarea lui greșită la încheierea tubajului, în dreptul unei caverne, are consecințe nefaste asupra rezultatului probei de producție; afluxul nu caracterizează nivelul perforat conținînd hidrocarburi (de presiune p_1) deoarece este constituit din apa venită din stratul inferior (de presiune $p_2 > p_1$), prin căile de acces create de lamele centrorului în inelul de ciment continuu prin care se sconta izolarea celor două strate.

Respectînd toate aceste condiții, spațiul din jurul coloanei fiind umplut cu ciment dispus continuu în orice secțiune tansversală, rezultatele vor conduce la:

— refacerea regimului hidrodinamic natural, perturbat în procesul de foraj;

— amplasarea judicioasă, pe baze obiective, a sondelor de îndesire sau de extindere a zăcămîntului evidențiat;

— inventarierea corectă și completă a stratelor purtătoare de hidrocarburi, urmare a gradului de concordanță maxim între rezultatul probelor de producție și diagnosticul geofizicii dacă, bineînțeles, acesta din urmă a fost pus corect;

— reducerea cheltuielilor cu sute de mii de lei pe fiecare sondă prin eliminarea cimentărilor secundare, prin reușita operațiilor de fisurare, stimulare etc.

Bibliografie

[1] Avram, L. *Asupra transmisiei căldurii rezultate din exotermia cimentului la sondele cu diametre mari.* Mine, Petrol, Gaze, nr. 1, 1988.

[2] Avram, L., Neacșu, S. *Simularea fenomenelor termodinamice care apar la cimentarea coloanelor mari.* Mine, Petrol, Gaze, nr. 10, 1988.

[3] Bandi, S. *Carotajul aderenței cimentului.* I.C.P.P.G. Cîmpina, septembrie, 1988.

[4] Bandi, S. *Reușita cimentărilor primare evaluată din carotajul aderenței cimentului la coloanele tubate în sonde.* Colocviul tehnico-științific „Foraj-89". Cîmpina, 13—14 iunie, 1989.

[5] Bandi, S. *Cîteva aspecte ale centrării coloanelor tubate în sonde* I.C.P.P.G. Cîmpina, 1989.

[6] Byron, J. *Applied Engineered Cementing* Inc. USA, 1969.

[7] Bulatov, A. I. *Materiale de izolare și tehnologia cimentării sondelor* (traducere din limba rusă) Ed. Tehnică, București 1980.

[8] Ghee, Mc. B. F., Vacca, H. L. *Guidelines for improved monitoring cementing operations,* SPWALA 21st Annual Logging Symposium, 8—11 iulie, 1980.

[9] Macovei, N. *Tehnologia forării sondelor* (vol. II). Multip. I.P.G. Ploiești, 1987.

[10] * * * *Poor Completions : The Unnecessary Expense.* World Oil, august, 1989.

Rentabilitatea unei sonde în pompaj şi petrol cu vîrturi de nisip

Dr. ing. **Al. D. Stan**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Ing. **D. Stoianovici**
Schela de producție petrolieră Băicoi

În practica exploatării zăcămintelor de petrol, de multe ori acesta conține nisipul din strat, ceea ce duce la o uzură accentuată a pompei, dacă extracția se efectuează prin pompaj de adîncime.

Cuplul piston-cilindrul pompei joacă un mare rol în eficiența pompajului, ca și la uzura pompei.

Alegerea cuplului piston-cilindrul pompei se poate face prin analiza duratelor de funcționare observate anterior la o anumită sondă.

I. Introducere

Cuplul piston-cilindrul pompei joacă un mare rol atît în ceea ce privește randamentul pompei, cît și în determinarea duratei de funcționare a pompei.

Acest cuplu este foarte important să fie ales cît mai potrivit, în special atunci cînd petrolul extras conține suspensii mecanice, deoarece de el depinde eficiența pompajului de adîncime.

Este posibil ca uzura elementelor componente ale unei pompe să se efectueze prin abraziune sau prin coroziune. Probabil că în apropierea anumitor piese, cum ar fi cuplul piston-cilindrul pompei, ambele fenomene să fie prezente. Primul fenomen, acela de abraziune, duce la uzura celor două piese datorită jocului redus dintre acestea și cel de-al doilea, acela de eroziune să fie posibil să apară din cauza vitezei mari de antrenare a particulelor solide între aceleași piese. Faptul că aceste piese sînt într-o deplasare relativ permanentă marchează uzura pieselor prin abraziune.

La alte piese componente ale pompei, cum ar fi supapele de închidere și deschidere, scaunele acestora să fie prezent numai fenomenul de coroziune provocat de deplasarea petrolului împreună cu suspensiile mecanice din masa lui.

Apare evident că un studiu al mișcării fluidului cu suspensiile mecanice printre piston și cilindrul pompei este absolut necesar.

II. Mișcarea permanentă printre piston și cilindrul pompei

Scurgerea permanentă a unui fluid cu viscozitatea dinamică μ printre pistonul și cilindrul pompei se poate asimila cu scurgerea printre doi cilindri cu razele R_1 și R_2. Dacă se admite că cilindrul cu raza R_1 se deplasează cu viteza constantă V, atunci viteza fluidului este dată de relația [2; 5; 6; 9]:

$$v = \frac{\Delta p}{4\mu l}\left(R_2^2 - r^2 - \frac{R_2^2 - R_1^2}{\ln\frac{R_1}{R_2}}\ln\frac{r}{R_2}\right) \pm \pm \frac{V}{\ln\frac{R_1}{R_2}}\ln\frac{r}{R_2} \qquad (1)$$

unde Δp reprezintă căderea de presiune exercitată pe spațiul inelar cu lungimea l. Raza r este situată între R_1 și R_2

Viteza medie de scurgere a fluidului dată de relația:

$$v_m = \frac{2}{R_2^2 - R_1^2}\int_{R_1}^{R_2} vr\,dr, \qquad (2)$$

are

$$v_m = \frac{\pi R_2^2 \Delta p}{8\mu l}\left(1 + k^2 + \frac{1 - k^2}{\ln k}\right) \pm \pm V\left(\frac{k^2}{1 - k^2} + \frac{1}{2\ln k}\right), \qquad (3)$$

unde s-a introdus notația: $k = R_1/R_2$.

Referitor la gradientul de presiune $\Delta p/l$, acesta are valori distincte la cele două sensuri de mișcare ale pistonului în cilindrul pompei.

Astfel, la cursa ascendentă a garniturii de prăjini gradientul de presiune are valoarea:

$$\frac{\Delta p}{l} = \frac{\rho g H}{l} = \rho g \frac{H}{l}, \qquad (4)$$

iar la cursa descendentă, datorită faptului că fluidul pătrunde în pompă, același gradient va fi:

$$\frac{\Delta p}{l} = \frac{\rho g l}{l} = \rho g \qquad (4')$$

H reprezintă adîncimea de fixare a pompei, iar ρ este densitatea petrolului. Se vede imediat că gradientul de presiune este mult mai mare la cursa ascendentă a pistonului față de acela de la cursa descendentă. Pe altă parte, dacă se consideră doar cursa ascendentă în (1) sau (3) trebuie luat numai semnul minus în fața ultimului termen care reprezintă efectul mobilității pistonului asupra scurgerii fluidului.

În cazul în care scurgerea fluidului tot printre piesele considerate este turbulentă, căderea de presiune se poate calcula cu formula [7]:

$$\Delta p = \rho \frac{v_m^2}{2}\cdot\frac{l}{2R_2(1 - k)}\lambda_t, \qquad (5)$$

unde coeficientul de rezistență hidraulică λ_t are, potrivit celor stabilite în [7], una din formele:

$$\lambda_t = \frac{0{,}3164}{Re^{0{,}25}}\cdot\frac{1 + k^{0{,}75}}{1 + k}, \text{ pentru } Re_c \leqslant Re \leqslant 10^5; \qquad (6')$$

sau

$$\lambda_t = 0{,}0032 + \frac{0{,}221}{Re^{0{,}237}}\cdot\frac{1 + k^{0{,}736}}{1 + k}, \text{ pentru } Re > 10^5. \qquad (6')$$

Re reprezintă numărul lui Reynolds definit cu viteza medie și diametrul cilindrului mare ($2R_2$), iar Re_c este valoarea critică a acestuia care are expresia:

$$Re_c = \frac{2\,300}{1 - k}. \qquad (7)$$

Se observă că în relația (5) s-a neglijat efectul mobilității pistonului în cilindrul pompei.

Dacă și la scurgerea turbulentă se consideră numai cursa ascendentă a pistonului, unde gra-

dientul de presiune este de (4'), rezultă ecuația

$$v_m^2 \lambda_i = 4R_2(1-k)g\frac{H}{l}. \qquad (8)$$

Pentru soluționarea acestei ecuații în care intervin necunoscutele v_m și λ_i este posibil de adoptat un procedeu iterativ.

În acest scop se adoptă valoarea critică a numărului lui Reynolds cu ajutorul căruia se determină prima valoare iterativă a coeficientului $\lambda_i^{(1)}$.

Prima valoare, de asemenea iterativă a vitezei medii $v_m^{(1)}$, va fi:

$$v_m^{(1)} = \sqrt{\frac{4R_2(1-k)}{\lambda_i^{(1)}}\, g\frac{H}{l}}. \qquad (9)$$

Așa cum se observă, indicele 1 plasat superior între paranteze arată că v_m și λ_i sînt primele valori iterative ale acestor mărimi.

În situația în care are loc inegalitatea:

$$\left| v_m^{2(i)} \lambda_i^{(i)} - 4R_2(1-k)\, g\frac{H}{l} \right| \leqslant \varepsilon, \qquad (10)$$

se apreciază că iterațiile de ordinul i ale lui v_m și, respectiv, λ_i sînt cele exacte. În caz contrar, se admite o nouă valoare a vitezei medii:

$$v_m^{(i+1)} = v_m^{(i)} + \Delta v_m. \qquad (11)$$

Cu această valoare a vitezei medii se determină mai întîi numărul lui Reynolds:

$$Re^{(i+1)} = \frac{2R_2 \rho v_m^{(i+1)}}{\mu} = Re^{(i)}\left[1 + \frac{\Delta v_m}{v_m^{(i)}}\right], \qquad (12)$$

iar cu una dintre relațiile (6) sau (6') se calculează coeficientul de rezistență $\lambda_i^{(i+1)}$ și se verifică, deci pentru iterația de ordinul $i+1$, dacă condiția (10) este îndeplinită. Cu ε a fost notat un număr arbitrat de mic.

Dacă se consideră că atît la scurgerea laminiară, cît și la aceea turbulentă, datorită spațiului redus între piston și cilindrul pompei efectul mobilității pistonului este identic, iar viteza V trebuie luată ca o valoare medie pentru întreaga cursă a pistonului, care se poate defini cu formula:

$$V_m = \frac{1}{T}\int_0^{\pi} V\, d\varphi. \qquad (13)$$

Se poate lua viteza potrivit cinematicii elementare [4]:

$$V = V_0 \sin \omega t = V_0 \sin \varphi, \qquad (14)$$

unde V_0 este viteza maximă ce are valoarea $\omega r\frac{a}{b}$; a și b sînt caracteristici ale unității de pompare; a este distanța de la capacul balansierului la punctul de articulație al acestuia, iar b din acest loc la manivelă; r este raza butonului manivelei și ω viteza unghiulară a butonului manivelei.

Dacă se are în vedere că:

$$\varphi = \omega t, \qquad (15)$$

rezultă imediat expresia vitezei medii:

$$V_m = -\omega r\frac{a}{b}\cos\varphi\Big|_0^{\pi} = 2r\omega\frac{a}{b}. \qquad (16)$$

Apare evident că pentru un anumit parametru dimensional k fixat, la cursa ascendentă a pistonului acesta va pompa debitul:

$$Q = \pi R_1^2 S_r = \pi R_2^2 S_r k^2 \qquad (17)$$

și prin spațiul inelar se va pierde debitul:

$$Q_p = \pi R_2^2(1-k^2)\left[v_m - V_m\left(\frac{k^2}{1-k^2} + \frac{1}{2\ln k}\right)\right]. \qquad (18)$$

Rezultă, deci, că diferența dintre cele două debite va fi considerată drept debitul rămas Q_R, în coloana țevilor de extracție:

$$Q_R = Q - Q_P = \pi R_2^2\left\{S_r k^2 - (1-k^2)\left[v_m - V_m\left(\frac{k^2}{1-k^2} + \frac{1}{2\ln k}\right)\right]\right\}. \qquad (19)$$

În ultimele relații v_m trebuie luată în funcție de regimul de curgere; S_r reprezintă cursa reală a pistonului în corpul pompei. După cum se constată, parametrul k este un element esențial în alegerea pompei.

În afara acestor considerente, tot k influențează probabil și cantitatea de suspensii mecanice pătrunse între cele două piese.

Astfel, dacă se consideră diametrul unei particule, acesta se poate scrie sub forma:

$$d_p = R_2 - R_1 = R_2(1-k). \qquad (20)$$

Este posibil ca numai acele particule ce au diametrul mai mic decît valoarea anterioară să pătrundă între piston și cilindrul pompei. Cele care sînt mai mari probabil suferă mai întîi o împănare între cele două piese, ceea ce duce la o abraziune accentuată a acestora și prin reducerea domensiunilor sînt apoi antrenate de către petrolul ce se scurge din corpul pompei.

La antrenarea particulelor de către petrol se realizează asupra acestora o forță de rezistență la înaintare, ce se poate calcula cu formula clasică [1]:

$$R = \rho \frac{v_m^2}{2} \frac{\pi d_p^2}{4} C_R. \qquad (21)$$

Coeficientul de rezistență la înaintare C_R se calculează cu una din formulele:

$$C_R = \frac{24}{Re_p}, \text{ pentru } Re_p \leqslant 1; \qquad (22)$$

$$C_R = \frac{18{,}5}{Re_p^{0,6}}, \text{ pentru } 1 < Re_p \leqslant 10^3; \qquad (22')$$

$$C_R = 0{,}44, \text{ pentru } Re_p > 10^3, \qquad (22'')$$

unde numărul lui Reynolds Re_p este definit cu ajutorul vitezei relative dintre fluid și particula antrenată și diametrul particulei solide.

Se constată că și R este influențat tot de parametrul k. Un calcul exact ce ar duce la determinarea influenței lui k asupra tuturor elementelor considerate (Q, Q_P, Q_R, R) ar fi dificil.

Totuși o analiză atentă a lui k arată că la valori mari ale acestuia (apropiate de unitate), uzura este foarte accentuată datorită în special fenomenelor de abraziune și debitul Q_R este practic egal cu Q, adică cea mai mare valoare a debitului pompat de către piston.

Celălalt caz pe care-l prezintă k ar fi acela cînd el este foarte mic, adică zero. Atunci fenomenele de abraziune ar fi neglijabile, dar alunecarea fluidului prin corpul pompei ar fi maximă.

De altfel, tot în această situație limită debitul antrenat de către piston ar fi de asemenea nul, așa cum se observă din analiza relației (17).

Aceste analize calitative sînt incomplete, datorită faptului că fenomenele de eroziune nu au fost luate în considerare. De asemenea, au fost omise, din cauza complexității existente și alte elemente, cum ar fi frecarea dintre suspensiile mecanice și piesele pompelor, forțele de inerție etc.

III. Maximizarea rentabilității unei sonde în pompaj

Un calcul al rentabilității unei sonde în pompaj trebuie să țină seama de elementele stabilite anterior, precum și de uzura pompei datorită, în special, suspensiilor mecanice din masa petrolului.

Se poate considera că uzura U_a cuplului piston-cilindrul pompei este echivalentă cantității de material dislocat prin eroziune sau abraziune în timpul deplasării relative a pieselor care se scrie:

$$U = \pi[(R_2 + \Delta R_2)^2 - (R_1 - \Delta R_1)^2]l \approx$$

$$\approx \pi R_2^2 l \left(1 + 2\frac{\Delta R_2}{R_2} - \frac{R_1^2}{R_2^2} + 2\frac{\Delta R_1}{R_2^2} R_1\right). \qquad (23)$$

La obținerea egalității aproximative anterioare s-a admis că variația pătratului razei pistonului ΔR_1^2 și a pătratului razei cilindrului pompei ΔR_2^2 sînt neglijabile față de valorile finite. Dacă se admite și egalitatea:

$$\Delta R_1 = \Delta R_2 \qquad (24)$$

și, pe altă parte, se scrie:

$$\Delta R_1 + \Delta R_2 = R_2 - R_1 = R_2(1-k), \qquad (25)$$

rezultă imediat variația razei cilindrului pompei:

$$\Delta R_2 = \frac{R_2}{2}(1-k). \qquad (26)$$

Dacă se introduc aceste mărimi în expresia uzurii, se obține formula:

$$U = 2\pi R_2^2 l(1-k^2). \qquad (27)$$

Se poate admite că uzura este un parametru foarte calitativ în practică. Mai utilă activității productive este cunoașterea numărului de înlocuiri de pompe N, dacă anterior au fost schimbate Ne pompe ce au avut un parametru dimensional ke.

În acest scop se scrie egalitatea evidentă;

$$UN = Ue \cdot Ne. \qquad (28)$$

Ue reprezintă uzura la cele Ne înlocuiri de pompe care au avut parametrul dimensional ke.

Dacă și Ue se scrie sub forma relației (27) rezultă:

$$Ue = 2\pi R_2^2 l(1-ke^2), \qquad (29)$$

de unde se deduce imediat numărul de înlocuiri de pompe:

$$N = Ne\frac{1-ke^2}{1-k^2}. \qquad (30)$$

Apare evident că la un parametru dimensional ke folosit la o anumită sondă unde s-au înregistrat Ne înlocuiri de pompe, se poate prevedea ritmul de schimbări de pompe N dacă

se modifică parametrul k de la ke la o valoare k a acestuia.

Rezultă deci că menținerea parametrului k la o valoare egală cu ke duce la un ritm de înlocuiri mediu N egal cu Ne. Dacă parametrul k se reduce față de ke, numărul de înlocuiri de pompă N va fi mai mic față de Ne.

Cu toate limitele admise la obținerea formulei (30), apreciem că aceasta poate da o valoare foarte exactă a numărului de înlocuiri de pompă în funcție de parametrul k. Eficiența E a sondei în pompaj depinde de cantitatea de petrol extrasă $Q_R T$ în perioada de timp T cît a funcționat pompa de adîncime, iar la o înlocuire a pompei, care se face în timpul t, se pierde volumul de petrol $Q_R t$.

Tot ca o diminuare a eficienței pompajului este costul pompei — C pompă. Din cauza acestora rezultă că eficiența pompajului poate fi calculată cu formula:

$$E = p_v T Q_R - (C_{pompă} + p_v t Q_R)(1 - ke^2) Ne/(1 - k^2) \tag{31}$$

Această eficiență este evident considerată în perioada de timp $Ne \cdot T$, deoarece numărul de înlocuiri de pompă N a fost considerat în aceeași perioadă de timp; p_v reprezintă prețul de valoare al petrolului.

Funcția E este implicită în raport cu parametrul k. Acel k, notat cu k_{opt} ce realizează valoarea maximă a lui E, E_{max}, duce la determinarea beneficiului ce s-ar obține de la sondă prin introducerea unei pompe cu $k = k_{opt}$ față de valoarea acestuia egală cu k, care este:

$$B = (E_{max} - E) \cdot i, \tag{32}$$

unde i reprezintă fracția de petrol din întregul volum de lichide extras.

Se poate calcula beneficiul obținut de la sondă prin introducerea unei pompe cu parametrul $k = k_{opt}$ față de valoarea acestuia egală cu k și într-o anumită perioadă de timp, cum ar fi un an de zile.

Pentru aceasta trebuie comparată perioada de timp admisă (365 zile) cu perioada de timp în care s-a efectuat analiza ($Ne \cdot T$)

Din această cauză rezultă deci că beneficiul anual ce se realizează suplimentar de la sondă, dacă se introduce pompa cu parametrul $k = k_{opt}$ față de valoarea anterioară care a fost ke, va fi:

$$Ba = \frac{365(E_{max} - E)}{Ne \cdot T} i. \tag{33}$$

Apare evident că beneficiul realizat la o anumită sondă depinde și de frecvența constatată la înlocuirile de pompe.

Dacă perioada de timp ($Ne \cdot T$) devine foarte mare, rezultă că beneficiul realizat suplimentar este mic. Aceasta arată că formula stabilită prezintă un mare interes la acele sonde unde se constată o durată de funcționare redusă a pompelor. Ori aceasta este tocmai situația sondelor în pompaj ce produc petrol cu nisip în suspensie.

IV. Existența unei valori maxime a eficienței pompajului de adîncime

Eficiența pompajului de adîncime dată de (31) depinde, în afara de parametrul dimensional k și de prețul de valorificare al petrolului, precum și de costul unei pompe noi sau recondiționate. Cu toate că aceste variabile sînt constante pentru o anumită unitate productivă, totuși în cele ce urmează le apreciem că sînt într-o anumită măsură variabile, ceea ce va da posibilitatea de a obține căile pentru mărirea eficienței pompajului de adîncime.

Se poate aprecia că scurgerea laminară este reprezentativă și pentru mișcarea turbulentă. Recurgem la mișcarea laminară, deoarece debitul de fluid este explicit în funcție de parametrul dimensional k.

Astfel, cu această ipoteză rezultă că eficiența va fi:

$$E = p_v \left(T - t \frac{1 - ke^2}{1 - k^2} Ne \right) Q_R - C_{pompă} \frac{1 - ke^2}{1 - k^2} Ne, \tag{34}$$

unde debitul Q_R are expresia:

$$Q_R = \pi R_2^2 \left\{ S_r k^2 - (1 - k^2) \left[\rho \frac{gH}{8\mu l} \left(1 + k^2 + \frac{1 - k^2}{\ln k} \right) - V \left(\frac{k^2}{1 - k^2} + \frac{1}{2 \ln k} \right) \right] \right\}. \tag{35}$$

De această dată eficiența E dată de relația (34) poate fi derivată în raport cu parametrul k, ceea ce face ca soluția ecuației:

$$\frac{dE}{dk} = 0 \tag{36}$$

să reprezinte maximul funcției E, care este E_{max}.

Se observă că pentru cazul limită, cînd k tinde la 1, rezultă:

$$\lim_{k \to 1} E = -\infty \tag{37}$$

și

$$\lim_{k \to 0} E = -\infty, \tag{38}$$

ceea ce denotă că pentru o anumită valoare a lui $k = k_{opt}$ într-adevăr, se obține o valoare maximă a lui E.

Prezența coeficientului $\frac{n}{60}$ din (35) este datorată faptului că se consideră debitul pe unitate de timp care se alege egală cu 1 secundă; n este numărul de curse duble pe minut ale unității de pompare.

Pe un calculator electronic s-a calculat soluția ecuației (34) pentru mai multe valori ale parametrului E în funcție de:

$$A = (C_{pompă} + Q_R p_v T)\, Ne(1 - ke^2)/Q_p \qquad (39)$$

rezultatele sînt prezentate în figura 1. Se observă că pentru un parametru mare ($A = 1$), E reprezintă un maxim la aproximativ $k = 0{,}3640$ și este $E_{max} = -3905$, ceea ce înseamnă

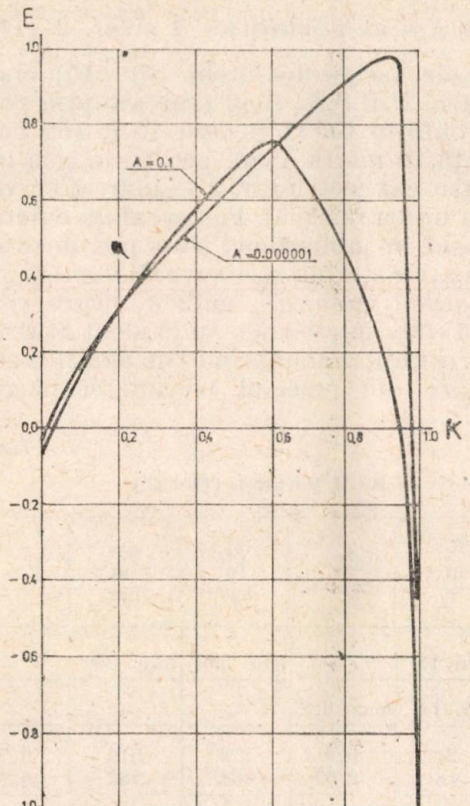


Fig. 1

că beneficiul cel mai mare se obține la această valoare a lui k, cu toate că sonda în pompaj lucrează neeconomic.

Pentru $A = 0$, 1, maximul lui E se obține la $k = 0{,}6471$ și este $E_{max} = 0{,}7795$; rezultă deci că orice valoare diferită de k_{opt} duce la obținerea unei eficiențe mult mai scăzute față de valoarea maximă.

În sfîrșit, pentru $A = 0{,}000001$ valoarea maximă a lui E este 0,99996 și se obține la $k = 0{,}9811$, ceea ce denotă că atunci cînd cheltuielile aferente costului pompei, prețului de valorificare p_v al petrolului sînt cele mai reduse se obțin cele mai mari beneficii de la o sondă în pompaj de adîncime.

Concluzii

Parametrul dimensional k este deosebit de important la pompele de adîncime, mai ales atunci cînd în masa petrolului sînt suspensii mecanice ce duc la o uzură accentuată a pieselor pompei.

Înregistrarea exactă a înlocuirilor de pompe poate fi utilizată în programarea viitoarelor schimburi de pompe pentru ca acestea să funcționeze cu cel mai mare beneficiu pentru unitate.

Există o anumită valoare a parametrului dimensional k ce duce la un beneficiu mare la fiecare sondă în pompaj de adîncime. Uzura pieselor componente ale pompelor utilizate la o anumită sondă în pompaj de adîncime este invers proporțională cu numărul de înlocuiri de pompe.

Bibliografie

[1] Forea, J. ș. a. *Dinamica fluidelor polifazice și aplicațiile ei tehnice*. Ed. Tehnică, București, 1987.

[2] Oroveanu, T., Ionescu, P. *Determinarea pierderilor de lichid prin spațiul dintre piston și cilindru la pompele de execuție cu luarea în considerare a excentricității acestora*. Buletinul I.P.G.G. București, vol. VI, 1960.

[3] Pavelescu, D., Mușat, M., Tudor, A. *Tribologie, frecare, uzare, ungere*. Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1977.

[4] Petre, N., Militaru – Chițu, C. *Extracția petrolului prin pompaj cu prăjini*. Ed. Tehnică, București, 1986.

[5] Stan, Al. D., Della Giacomo Er. *Mișcarea nestaționară printr-un spațiu inelar*. St. cerc. mec. apl., 4, Ed. Academiei, 1980.

[6] Stan, Al. D. *Curgerea laminară a fluidelor prin spații inelare*. St. cerc. mec. apl., 5. Ed. Academiei, 1979.

[7] Stan, Al. D. *Mișcări turbulente în spații inelare*. St. cerc. mec. apl., 6, Ed. Academiei, 1979.

[8] Stan, Al. D., Tudor I., Stoianovici, D. *Alunecarea exactă la pompele de adîncime (I)*. Mine, Petrol și Gaze, nr. 3, 1988.

[9] Stan, Al. D. *Cuplul optim al sistemului piston, cilindrul pompei de adîncime*. St. cerc. mec. apl. nr. 3, Ed. Academiei, 1989.

[10] Șerban, C. *Considerente constructive în fabricația noilor tipuri de pompe de extracție cu cilindru lung și piston metalizat*. Mine, Petrol și Gaze, nr. 11, 1986.

Distrugerea brizantă a unei baterii mobile de recipiente-butelii pentru alimentarea autovehiculelor şi tractoarelor cu gaz metan comprimat (III)

Prof. dr. ing. A. Pavel
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

VI. Examinarea distructivă a materialului pus în operă sub forma recipientelor-butelii ale bateriei mobile

Examinarea distructivă a materialului de bază, pus în operă sub forma recipientelor-butelii ale bateriei mobile, s-a efectuat — de către Institutul de Cercetări Metalurgice (ICEM) Bucureşti al Ministerului Industriei Metalurgice (MIM) — pentru următoarele componente, provenite din remorca pe pneuri distrusă şi marcate convenţional astfel (tab. 18):

nr. 1 şi nr. 2 — butelii integrale, deci nedistorsionate şi neplesnite, respectiv nesparte (fig. 15);

nr. 3 şi nr. 5 — fragmente din butelii distincte, mai puţin sau mai mult distorsionate (fig. 21 şi 16);

nr. 4 — butelie distrusă prin plesnire longitudinală şi distorsionată prin efecte energo-mecanodinamice (depresurizare violentă, coliziune etc. — fig. 20).

De fiecare dată, examinarea distructivă efectuată a implicat următoarele determinări de laborator (materializate direct pe componentele respective sau pe eşantioane, şpan, epruvete etc. prelevate din aceleaşi componente): analiza dimensională şi de aspect; analiza de compoziţie chimică; încercările mecanice de tracţiune, de îndoire şi de încovoiere prin şoc, eventual de duritate; analiza structurală (macroscopică şi microscopică), toate determinările fiind executate în conformitate cu prevederile standardelor de stat (STAS) aflate în vigoare. Rezultatele obţinute s-au prezentat in extenso în buletinele de analiză [11—15] şi se redau în sinteză în tabelul 18, principalele interpretări expunîndu-se în continuare.

1. *Recipientele-butelii nr. 1 şi nr. 2* [11; 12]

Ambele recipiente-butelii (fig. 15) erau de fabricaţie U.R.S.S., fiind marcate prin poansonare conform GOST pentru 40 *l*, 150 bar, cu scadenţă în martie 1988, pentru oxigen (nr. 1) şi pentru gaz metan (nr. 2 — marcaj cu vopsea albă în limba română). Pe suprafaţa exterioară, pe sensul în profunzime, s-au pus în evidenţă următoarele straturi succesive de vopsea (grund) în culorile: maro, gri, galben, negru şi roşu. Pe suprafaţa interioară s-au evidenţiat rizuri de formă rotunjită, cu adîncimea de pînă la 0,06 mm, provenite din procesul mecanotehnologic de

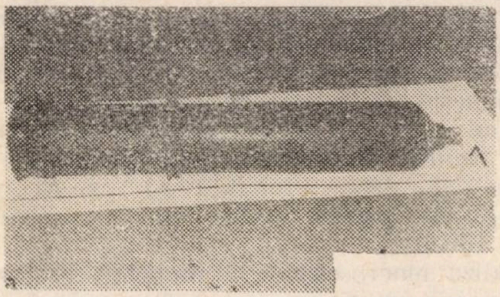
Tabelul 18

Sinteza rezultatelor privind buteliile testate distructiv la ICEM Bucureşti [11—15]

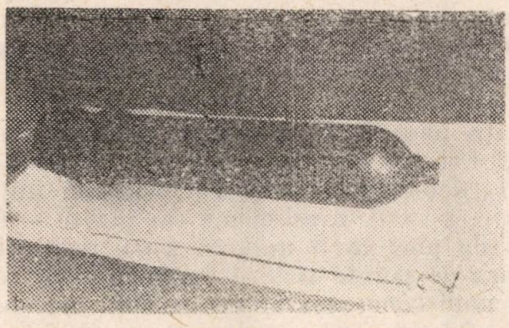
Documentul de referinţă sau butelia examinată	D_e, în mm	s_0 sau s, în mm (min.)	D_m, în mm	σ_r, în N/mm²	σ_c, în N/mm²	δ_5, în %	$\frac{\sigma_c}{\sigma_r}$	p_e, în bar	p_d, în bar	$\bar{p}_e = \frac{p_e}{p_d}$
GOST (U.R.S.S.)	219	6,8	212,2	min. 638	min. 373	min. 15	—	min. 239	min. 356	—
PT ISCIR	—	—	—	max.1 200	—	min. 14	max. 0,8	—	—	—
Butelia nr. 1 * (U.R.S.S.)	219,1	9,33	209,67	696 692	425 431	21 18	0,61 0,62	378 384	512 522	0,74 0,74
Butelia nr. 2 * (U.R.S.S.)	221,1	7,69	213,41	711 731	451 478	22 25	0,63 0,65	325 344	420 421	0,77 0,82
Butelia nr. 3 ** (U.R.S.S.)	219	7,10	211,90	704 737	430 456	20 17	0,61 0,62	288 306	393 422	0,73 0,73
Butelia nr. 4 ** (Buzău)	219	5,77	213,23	764 748	631 628	21 21	0,83 0,84	341 340	342 335	0,997 (1,015)
Butelia nr. 5 ** (Buzău)	219	3,10	215,9	763 747	664 588	18 21	0,87 0,79	191 169	186 177	(1,027) 0,95

* Butelii nesparte.
** Butelii sparte (plesnite).
*** *HRC* = 20 ... 21.
Notaţii: $\sigma_r = R_m$; $\sigma_c = \sigma_{0,2} = R_{p\,0,2}$;; $\delta = A_5 = \delta_5$.

execuţie uzinală, dar acestea nu au afectat grosimea mimimă a peretelui cilindric, de $s_0 = 6{,}8$ mm, impusă prin GOST. Nu s-au constatat efecte locale ale coroziunii, crăpături, fisuri, sufluri, stratificări, deformaţii locale remanente,



a)



b)

Fig. 15. Recipientele-butelii nr. 1(a) şi nr. 2(b), integrale [11, 12].

aşchii, incluziuni nemetalice sau alte defecte care să compromită siguranţa în exploatare a buteliilor.

Recipientele-butelii s-au executat din (ţeavă de) oţel carbon, în stare normalizată, cu următoarele catacteristici de material:

● pentru butelia nr. 1:

$\sigma_r = R_m = 692 \ldots 696$ N/mm^2 > min. 638 N/mm^2;
$\sigma_c = \sigma_{0,2} = R_{p\,0,2} = 425 \ldots 431$ N/mm^2 > 373 N/mm^2;
$\delta_5 = A_5 = 18 \ldots 21\%$ > min. 15%,
deci:
$\sigma_c/\sigma_r = 0\,61 \ldots 0\,62 <$ max. 0,8;

● pentru butelia nr. 2:

$\sigma_r = R_m = 711 \ldots 731$ N/mm^2 > min. 638 N/mm^2;
$\sigma_c = \sigma_{0,2} = R_{p\,0,2} = 451 \ldots 478$ N/mm^2 > > 373 N/mm^2;
$\delta_5 = A_5 = 22 \ldots 25\%$ > min. 15%,
deci:
$\sigma_c/\sigma_r = 0{,}63 \ldots 0{,}65 <$ max. 0,8,

mărimile de referinţă fiind cele impuse prin standardul corespunzător GOST. Din punctul de vedere al conţinutului de siliciu (0,27% şi, respectiv, 0,35%), oţelul carbon utilizat face parte din categoria oţelurilor calmate.

La îndoirea pe dorn, efectuată pe epruvete transversale, materialul nu a prezentat fisuri. Încercarea la încovoiere prin şoc s-a executat pe epruvete longitudinale cu crestătura în V, la temperatura ambiantă (standard normală → → + 20°C) şi la temperatura de −10°C, obţinîndu-se rezultatele:

● pentru butelia nr. 1:
$KCV = 51/48$ J/cm^2, la +20°C;
$KCV = 28/26$ J/cm^2, la −10°C;

● pentru butelia nr. 2:
$KCV = 105/87$ J/cm^2, la + 20°C;
$KCV = 60/51$ J/cm^2, la −10°C,

prima cifră reprezentînd valoarea medie corespunzătoare la trei determinări (încercări), iar a doua cifră indicînd valoarea individuală minimă. De remarcat că standardul GOST nu impune încercarea de îndoire şi nu prevede valori de referinţă pentru rezilienţa KCV.

Analiza dimensională efectuată a furnizat rezultatele următoare privind diametrul exterior D_e, lungimea standard L_0 şi grosimea de perete cilindric s_0:

● pentru butelia nr. 1:
$D_e = 219{,}1 \ldots 220{,}7$ mm ~ 219 mm ± ± 1%;
$L_0 = 1\,360$ mm ~ 1 370 mm ± 15 mm;
$s_0 = 9{,}33 \ldots 10{,}42$ mm ≥ min. 6,8 mm;

● pentru butelia nr. 2:
$D_e = 221{,}1 \ldots 221{,}8$ mm ~ 219 mm ± ± 1%;
$L_0 = 1\,374$ mm ~ 1 370 mm ± 15 mm;
$s_0 = 7{,}69 \ldots 8{,}82$ mm ≥ min. 6,8 mm,

valorile de referinţă fiind cele impuse prin prescripţiile standardului sovietic (GOST).

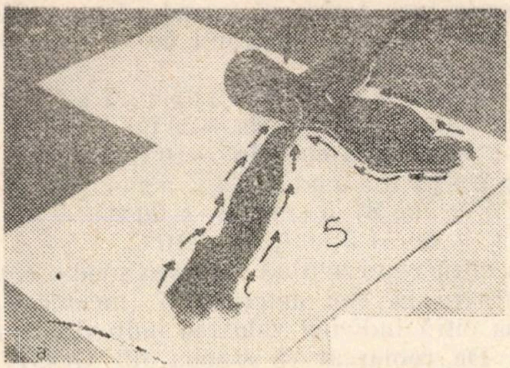
Rezultă, aşadar, că, deşi erau executate din oţel carbon, recipientele-butelii nr. 1 şi nr. 2 puteau fi considerate utilizabile, la temperatura ambiantă, pentru metan gazos comprimat, dar folosirea lor, la temperaturi negative (pe scara Celsius), devenea riscantă pentru gaze comprimate, în general, şi pentru metan gazos (gaze de sondă), în special (a se vedea valorile KCV din tabelul 2), în condiţii de şoc mecanic.

2. *Fragmentul (din recipientul-butelie) nr. 5* [*15*]

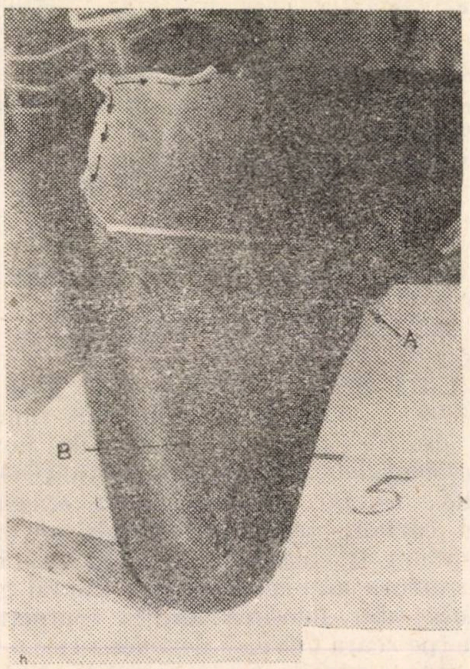
Acest fragment (fig. 16), provenit din partea inferioară a unui recipient-butelie al cărui marcaj de inscripţionare nu s-a putut identifica, s-a aflat într-o stare distorsionată cu aplatisări şi cu contorsiuni neobişnuite, ceea ce a exclus orice posibilitate de măsurare a dimensiunilor D_e şi L_0. S-au putut măsura, însă, următoarele valori geometrice ale grosimii de perete s_0: 6,0; 6,3 şi 6,1 mm, toate superioare valorii minime de 5,6 mm impuse (fig. 2, prima variantă constructivă).

Analiza chimică efectuată a dovedit că materialul pus în operă era oţelul în stare normalizată de tipul oţelului aliat 31Mn12V. S-au obţinut următoarele caracteristici de material:

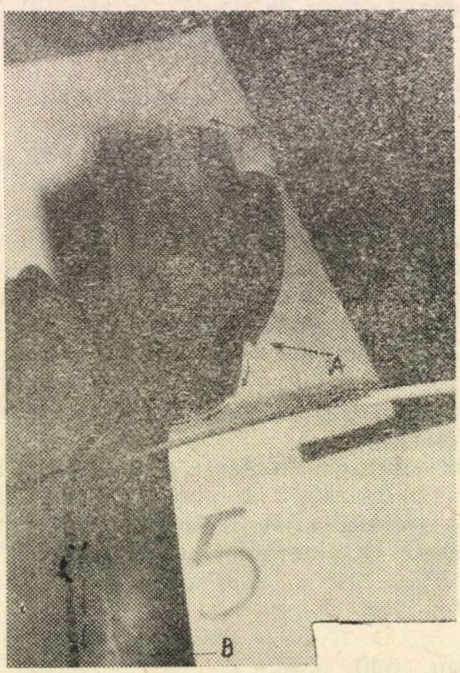
$\sigma_r = R_m = 747 \ldots 763$ N/mm^3)
(< min. 785 N/mm^2);
$\sigma_c = \sigma_{0,2} = R_{p\,0,2} = 588 \ldots 664$ N/mm^2
(< min. 620 N/mm^2);



a)



b)



c)

$\delta_5 = A_5 = 18 \ldots 21\%$ ($>$ min. 14 %);
$HRC = 20 \ldots 21$ ($< 24{,}5 \ldots 26{,}5$);
KCV(la -40°C) $= 57/49$ J/cm^2 ($>$ min 35 J/cm^2);
$\sigma_c / \sigma_r = 0{,}79 \ldots 0{,}87$ ($>$ max. 0,80),

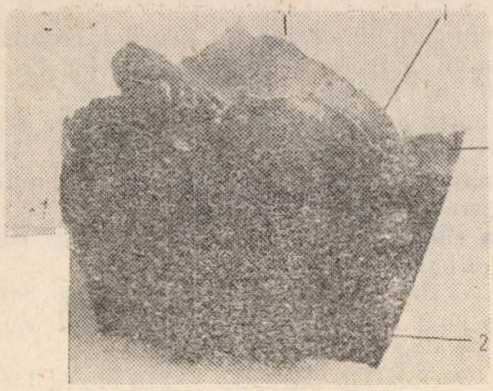
între paranteze indicîndu-se valorile impuse prin caietul de sarcini. Încercarea de îndoire, efectuată pe epruvete transversale, nu a pus în evidenţă apariţia fisurilor. Cu toate acestea, din punctul de vedere al caracteristicilor de material σ_r, σ_c şi HRC, respectiv al simplexului σ_c/σ_r, recipientul-butelie nr. 5 a fost neconform şi, deci, inadmisibil ca recipient-butelie pentru metan gazos comprimat (40 l, 150 bar).

Analiza macroscopică a probelor, prelevate din traseul casurii la circa 700 mm de fundul inferior al recipientului-butelie, a evidenţiat — local — prezenţa unor stratificări în material, situate la aproximativ 2 mm de suprafaţa interioară a peretelui (iniţial) cilindric (fig. 17). Pe grosime, a fost, de asemenea, vizibilă şi existenţa unor fisuri generate de stratificare (fig. 17 *d* şi *e*). Ca urmare, defectul neadmisibil, detectat la interiorul peretelui iniţial cilindric, a avut o adîncime (în perete — fig. 17 *d*) de pînă la 3 mm, în zona respectivă grosimea de perete fizic disponibilă — în condiţiile unui concentrator de tensiuni mecanice cu $\alpha_\sigma \geqslant 2{,}5$ [9; 10] — reducîndu-se la 3,0 ... ... 3,3 mm (în tab. 18 s-a reţinut valoarea $s = 3{,}10$ mm).

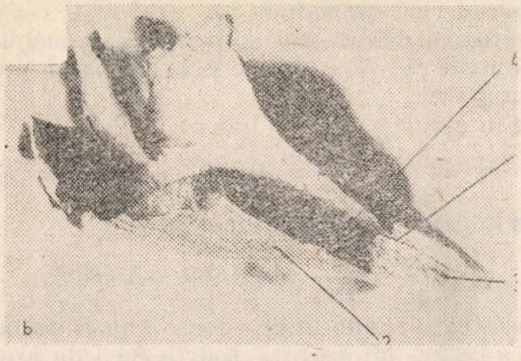
Analiza microscopică, efectuată în diferite secţiuni transversale ale probelor examinate anterior macroscopic, a pus în evidenţă fisuri şi incluziuni (de zgură) alungite pe direcţia planului de laminare a peretelui cilindric (fig. 18), distanţa defectelor respective faţă de interiorul peretelui fiind — în profunzimea peretelui — de pînă la circa 2 mm. S-au mai relevat, de asemenea, aspecte caracteristice unei propagări în trepte a fisurării corespunzătoare (fig. 19). În schimb, în zona fisurilor, nu au fost identificate efecte ale unei decarburări a structurii materialului.

Aşadar, în starea de produs finit, deci încă la furnizorul de recipiente-butelii, peretele cilindric al buteliei nr. 5 (fig. 16), cu o grosime totală de circa 6 mm, a prezentat la interior un defect neadmis, cu o adîncime de pînă la

Fig. 16. Fragmentul din recipientul-butelie nr. 5 [15]: *A* — zona cu defect de material în care s-a produs amorsarea cedării (prin plesnire longitudinală de tip *brittle fracture*); *B* — zona unor deformări şi distorsionări locale, apreciată — după formă şi dimensiuni — ca fiind astfel materializată ca urmare a impactului puternic cu un alt recipient-butelie, alăturat. Menţiune. Fronturile de fracturare s-au propagat, conform săgeţilor, pe o direcţie înspre baza recipientului-butelie şi pe mai multe direcţii înspre „capul" acestuia. Numărul şi forma acestor fronturi nu s-au putut preciza, deoarece nu s-a dispus de celelalte fragmente ale recipientului-butelie.

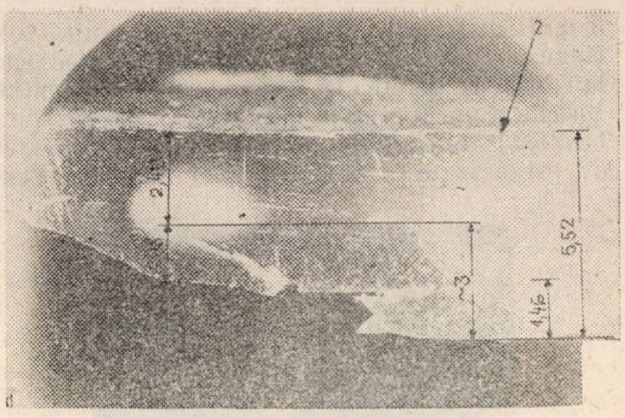


a)

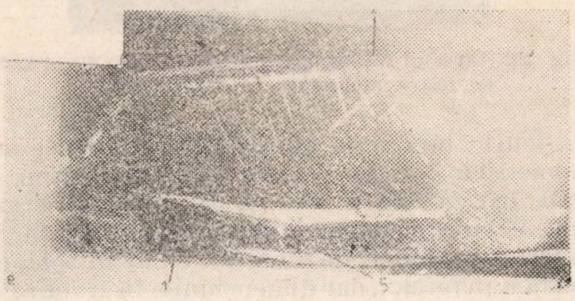


b)

c)



d)

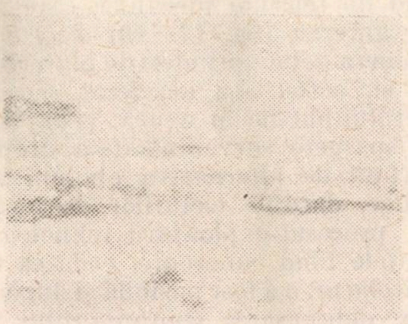


e)

Fig. 17. Aspectul macroscopic al probelor prelevate din traseul casurii, la circa 700 mm de fundul inferior al recipientului-butelie nr. 5 [15]:
a — aspectul general; *b* — vederea probei *a* din *A*; *c* — stratificarea, la circa 2 mm de suprafaţa interioară a peretelui cilindric; *d* — vederea probei *c* din *A* (X 10); *e* — proba cu fisură (X 10); *1; 2* — suprafeţele interioară şi exterioară ale peretelui cilindric al corpului de recipient-butelie; *3* — suprafaţa de fracturare (casura); *4* — suprafaţa rezultată prin stratificare; *5* — fisura.

a)

b)



c)

Fig. 18. Aspecte microscopice (X 100) ale defectelor evidenţiate în materialul de bază al probelor prelevate din corpul recipientului-butelie nr. 5 [15].

3 mm (distribuită aleatoriu pe o anumită porțiune din circumferință) și cu aderență mediocră la restul de perete. În acest stadiu, recipientul-butelie a putut rezista la încercarea de presiune (statică) hidraulică, pentru care intensitatea de presurizare statică (225 bar) a depășit

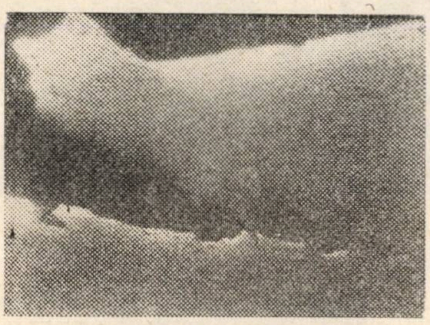


Fig. 19. Aspectul microscopic (X 50) al unei fisuri la care se relevă propagarea în trepte [15].

— scurt timp — cu numai 27% presiunea manometrică $p_d = 177$ bar (nivelul minim în tab. 18). A fost posibil ca, în decursul primei încercări de presiune hidraulică, să se fi inițiat unele desprinderi de material chiar în zona defectă a peretelui, dar dimensiunile fisurilor astfel amorsate să nu fi fost suficiente pentru cedarea prin plesnire a recipientului-butelie. Ulterior, însă, aceste fisuri s-au putut extinde, propagîndu-se transversal față de grosimea peretelui cilindric și aceasta ca urmare firească a efectuării operațiilor tehnologice de încărcare (umplere) — descărcare (golire) a recipientului-butelie, respectiv a presurizării interioare repetate.

În condițiile cuplării directe a bateriei mobile, deci și a recipientului-butelie nr. 5, cu refularea compresorului de gaz metan (gaze de sondă — fig. 3 și 4), solicitările variabile care s-au indus (circa 200 000 de cicluri ondulante pozitive, cu o amplitudine teoretică de aproape 90 bar), asociate cu concentratorii puternici de tensiuni mecanice care s-au evidențiat anterior (fig. 17—19) $\rightarrow \alpha_\sigma \geqslant 2{,}5$), au putut genera noi desprinderi de material în zona defectă și, astfel, s-a accelerat sensibilizarea recipientului-butelie în cauză, cedarea sa prin plesnire/spargere survenind de-a dreptul prematur (față de alternativa oboselii mecanice oligociclice, datorite ciclurilor de umplere-golire în procesul exploatării tehnologice). Circumstanțele fiind cunoscute, cedarea recipientului-butelie nr. 5 a fost posibilă și după oprirea, respectiv debranșarea compresorului, evident, dacă — local —, ca urmare a extinderii defectului, tensiunile mecanice efective au depășit limita de curgere a materialului. În asemenea împrejurări, chiar la presiune interioară statică constantă, diminuarea locală a capacității portante s-a materializat ca efect al curgerii plastice și, concomitent, ca urmare a amplificării dimensiunilor fisurilor, cedarea prin plesnire/spargere a recipientului-butelie devenind iminentă.

Pentru o disponibilitate de grosime a peretelui cilindric $s = 3{,}1$ mm (tab. 18), rezultă următoarele valori ale presiunilor limită de curgere p_c și de distrugere p_d:

- cînd se neglijează efectul concentrator local:

$p_c = 169$ bar; $p_d = 177$ bar $\ll 200$ bar;

- cînd efectul concentrator local sensibilizează peretele cilindric:

$p_c =$ circa 113 bar; $p_d = 118$ bar $\ll 150$ bar.

Considerînd presiunea p_2 (tab. 7), rezultă următoarea intensitate α_σ pentru care recipientul-butelie nr. 5 a cedat (sau a putut ceda) intempestiv:

- în cazul $p_2 = 141$ bar:

$$\alpha_\sigma = \frac{p_d}{p_2} = \frac{177}{141} = 1{,}2553 \rightarrow 25{,}53\%;$$

- în cazul $p_2 = 150$ bar:

$$\alpha_\sigma = \frac{p_d}{p_2} = \frac{177}{150} = 1{,}1800 \rightarrow 18{,}00\%,$$

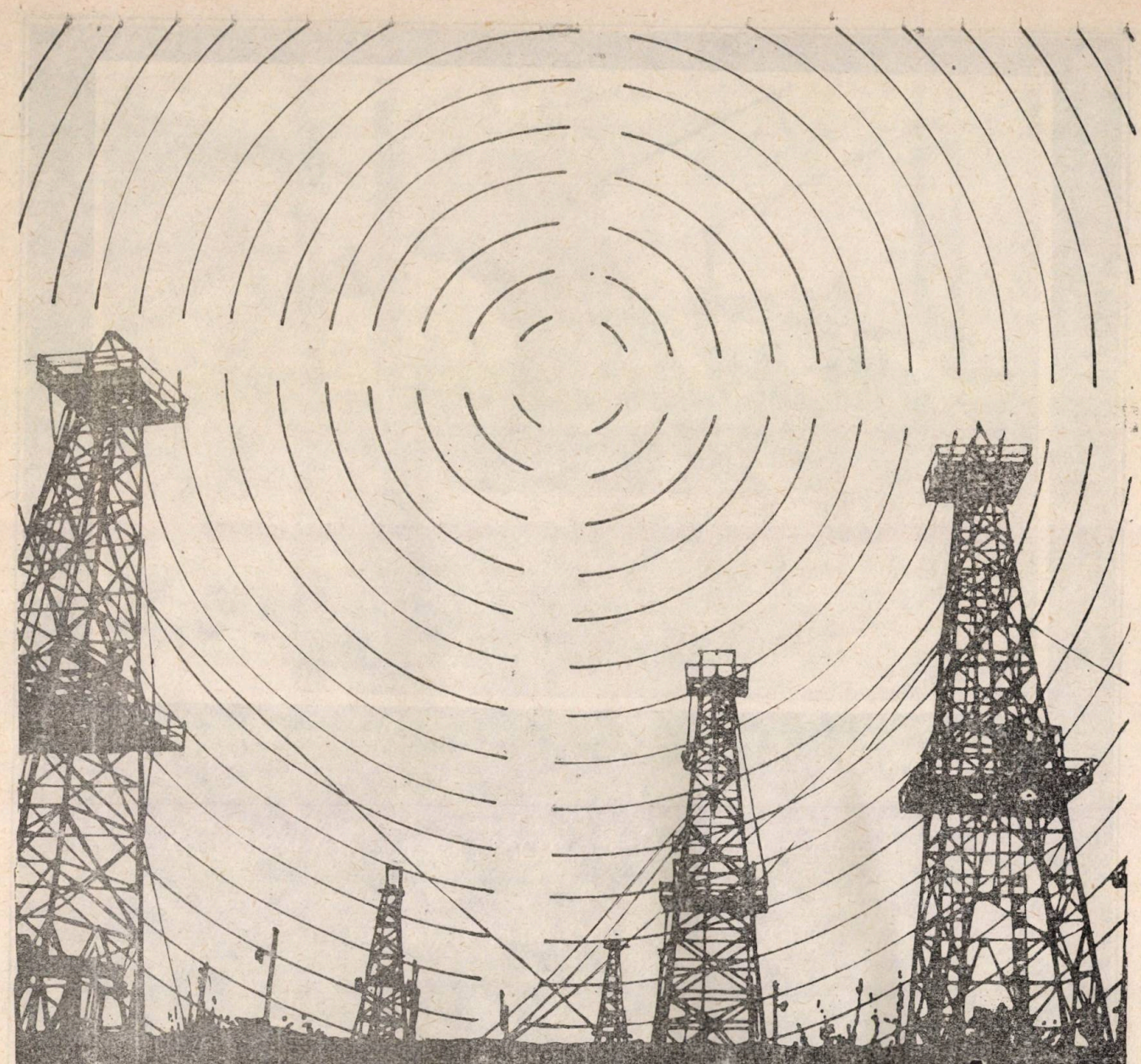
ceea ce corespunde unor efecte concentratoare locale cu intensitate foarte facil de asigurat pentru starea de defecte precizată.

Așadar, cedarea intempestivă și imprevizibilă a recipientului-butelie nr. 5 s-a putut amorsa în zona cu defect nepermis a peretelui cilindric, defectul respectiv neadmis datorindu-se elementului tubular laminat utilizat ca semifabricat în procesul uzinal al fabricării recipientului-butelie [1]. În circumstanțele precizate și examinate detaliat anterior, defectul neadmis evidențiat a implicat scoaterea precoce din uz a recipientului-butelie nr. 5, adică într-un timp mult diminuat față de durata normală de serviciu (aceasta din urmă fiind cel puțin egală cu duratele însumate pînă la scadențele ISCIR de reautorizare).

Momentul survenirii cedării recipientului-butelie nr. 5, de altfel imprevizibil din punctul de vedere tehnic și oricum insesizabil ca manifestare preliminară (date fiind valorile neadmis de mari $\sigma_c/\sigma_r = 0{,}79 \ldots 0{,}87$, respectiv $\bar{p}_c = p_c/p_d = 0{,}95$ — tab. 18), a putut fi determinat de conjuncția critică implicată de cooperarea distructivă — dar necuantificabilă — a următorilor minimal trei factori:

1) existența unui defect interior neadmis în structura (materialul) peretelui cilindric al recipientului-butelie (probabil factor determinant);

2) neasigurarea caracteristicilor de rezistență mecanică, la nivelul prescris, pentru materialul de bază al recipientului-butelie (factor favorizant în alternativa factorului determinant precedent sau factor determinant în alternativa cu $p_2 = 199 \ldots 200$ bar $> p_d = 177$ bar — tab. 18);

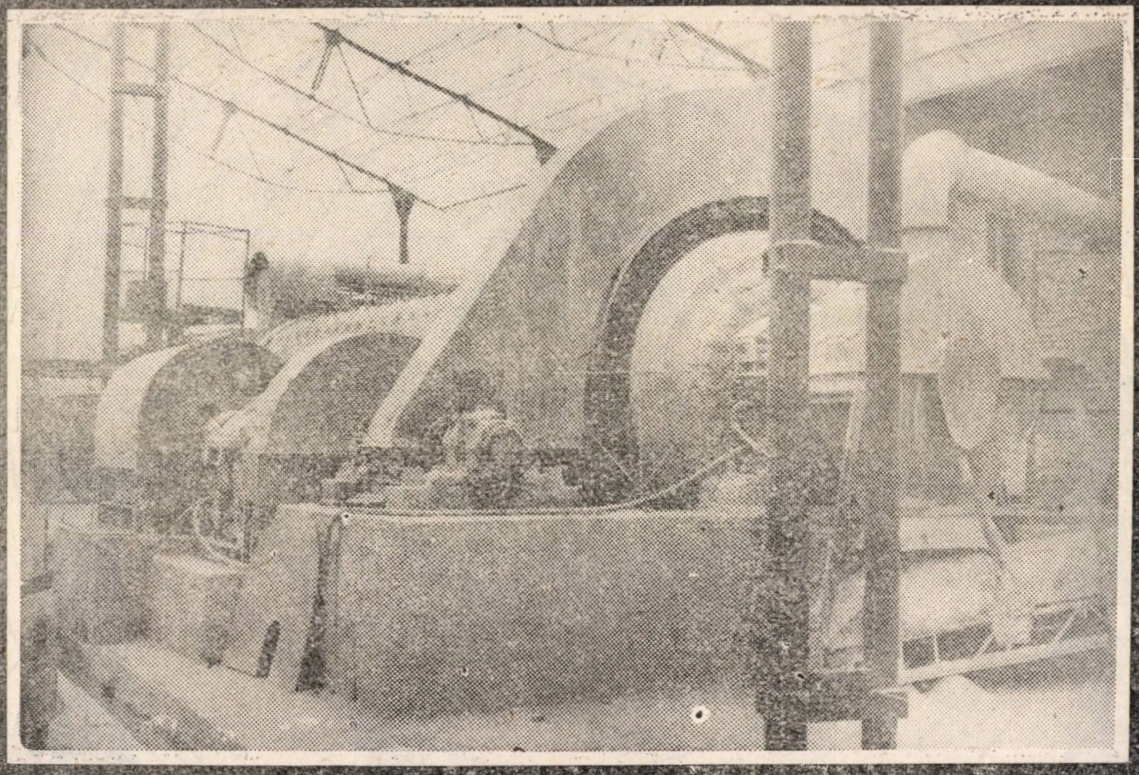


Intreprinderea de reparatii utilaj electric, automatizari si radiocomunicatii

EXECUTA:

- confecţii de echipamente electrice, prefabricate de forţă, distribuţie, automatizări şi radiocomunicaţii specifice industriei petroliere;
- reparaţii de motoare, transformatoare, aparataje electrice;
- reparaţii şi confecţii de scule de foraj extracţie.
- activitate de service în legătură cu aceste activităţi.

IRUEAR CIMPINA,
str. Bobîlna nr. 44,
jud. PRAHOVA, telex 19
telex 19625,
telefon 973/35751, 35781,
36071.



INTREPRINDEREA MINIERA HARGHITA

MIERCUREA-CIUC, str. Harghitei nr. 98

PRODUCE:

- caolin albit pentru industria hîrtiei, prin preparare mecanică şi tratare chimică, cu caracteristici superioare: grad de alb de 80 - 82 % şi peste 82 % (84 %);
- la solicitarea beneficiarilor se pot livra caolinuri pentru alte utilizări: materiale de construcţii, industria chimică etc.;
- dolomite măcinate pentru industria geamurilor şi produselor din sticlă, precum şi pentru industria chimică.

PRODUSELE DIN DOLOMITA pot fi utilizate şi în alte ramuri industriale, la granulaţia şi calitatea solicitate de beneficiari.

Intreprinderea miniera Harghita

3) cuplarea directă (v. racordarea improvizată în fig. 4) a bateriei mobile pe pneuri, deci şi a recipientului-butelie nr. 5, la refularea compresorului debitor de gaz metan (gaze de sondă) la presiune ridicată ($\leqslant$ 200 bar) (factor favorizant în alternativa factorilor determinanţi precedenţi şi potenţial factor determinant în situaţia funcţionării compresorului — pe etape sau neîntrerupt — în decursul a circa 700 min → circa un milion de cicluri de presurizare interioară ondulant variabilă, cu o amplitudine teoretică de maximum 90 bar).

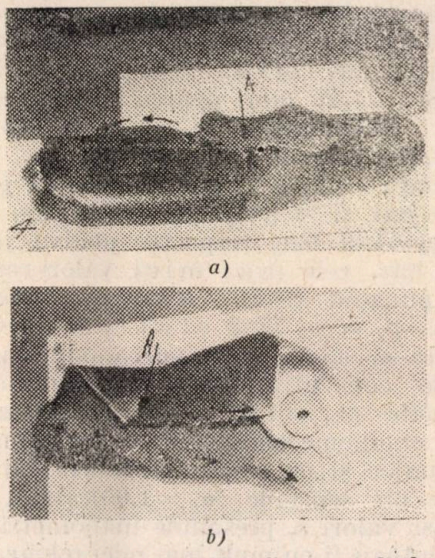
Dar, fiind insuficiente, incomplete şi chiar derutante datele accesibile şi informaţiile privind recipientele-butelii în discuţie, în general şi recipientul-butelie nr. 5 (cu marcaj de inscripţionare neidentificabil), în particular, ceea ce, de altfel, s-a examinat detaliat în [4], nu se poate afirma cu certitudine că butelia nr. 5 a fost prima care a cedat în sistemul bateriei mobile de pneuri. În schimb, în mod cert se poate afirma că, datorită conlucrării celor trei factori minimal enumeraţi anterior, în momentul producerii evenimentului, recipientul-butelie nr. 5 s-a aflat într-o stare indubitabil critică. Cedarea sa, însă, putea fi iniţiată şi ca efect al şocului de natură energo-mecanodinamică [8], datorit — bunăoară — plesnirii/spargerii intempestive a unui alt recipient-butelie din sistemul bateriei mobile, aflat de asemenea într-o stare similară, critică. Dar, şi de această dată, distrugerea recipientului-butelie nr. 5 s-ar fi amorsat tot în zona defectului neadmis evidenţiat (marcaj *A* în fig. 16), deoarece principala solicitare mecanică permanentă era cea datorită presurizării interioare pneumatice.

3. *Recipientul-butelie nr. 4* [14]

Potrivit marcajului de inscripţionare, acest recipient-butelie (fig. 20), aparent nedezmembrat, ci numai plesnit longitudinal şi distorsionat, a fost de fabricaţie indigenă, având scadenţă ISCIR în mai 1989, cu grosime minimă de perete (rezultată din calcul) de 5,6 mm (prima variantă constructivă în fig. 2), din oţelul aliat 31Mn12V în stare normalizată. Marcajul nu a permis identificarea poansonului organului CTC şi nici citirea cifrelor care reprezentau — probabil — valoarea limitei de curgere a materialului de bază.

În zona centrală a peretelui cilindric (marcată prin *A* în fig. 20), pe suprafaţa sa exterioară, a fost identificată amprenta puternică a unui şoc mecanic exterior (datorit unei izbituri corespunzător de violente), apreciată ca fiind sediul amorsării procesului de cedare prin plesnire, casura dezvoltîndu-se pe direcţie longitudinală. Pe suprafaţa interioară a recipientului-butelie s-au evidenţiat rizuri cu adîncimea de cel mult 0,04 mm, dar acestea nu au implicat diminuarea grosimii efective a peretelui cilindric sub valoarea minimă de 5,6 mm impusă (fig. 2). Nu s-au constatat efecte locale ale coroziunii sau alte defecte care să fie compromiţătoare din punctul de vedere al siguranţei în exploatare tehnologică a recipientului-butelie.

Starea constructiv-geometrică a recipientului-butelie nr. 4 fiind drastic distorsionată în



a)

b)

Fig. 20. Recipientul-butelie nr. 4 [14]: *A* — zona amprentei puternice a unui şoc mecanic exterior, apreciate ca fiind sediul amorsării procesului de cedare prin plesnire longitudinală. Menţiune. Fronturile de fracturare s-au propagat conform săgeţilor.

urma evenimentului (fig. 20), măsurarea dimensiunilor D_e şi L_0 nu s-a putut efectua. În schimb s-a măsurat grosimea de perete în zona cilindrică a corpului, obţinîndu-se valori $s_0 = 5{,}77 \ldots 6{,}31$ mm $> 5{,}60$ mm.

Caracteristicile de material (oţel de tipul 31Mn12V, în stare normalizată → una dintre şarjele nr. 50 811, 50 808, 50 821 şi 50 816 — — v. tab. 4 şi 18), evidenţiate prin încercări distructive corespunzătoare, efectuate pe epruvete standard, au fost următoarele:

$\sigma_r = R_m = 748 \ldots 764$ N/mm² ($<$ min.785 N/mm²);

$\sigma_c = \sigma_{0.2} = R_{p\,0.2} = 628 \ldots 631$ N/mm² ($>$ min. 620 N/mm²);

$\delta_5 = A_5 = 21\%$ ($>$ min. 14%);

$HRC = 20 \ldots 24$ ($< 24{,}5 \ldots 26{,}5$);

KCV (la -40°C) $= 39/34$ J/cm² ($<$ min. 35 J/cm²);

$\sigma_c/\sigma_r = 0{,}83 \ldots 0{,}84$ ($>$ max. 0,80),

între paranteze indicîndu-se valorile impuse prin caietul de sarcini şi prin breviarul de calcul (tab. 2) În urma încercării de îndoire pe dorn, pe suprafaţa epruvetelor nu s-au constatat fisuri.

Aşadar, din punctul de vedere al mărimilor σ_r, HRC, σ_c/σ_r şi chiar KCV (la -40°C), recipientul-butelie nr. 4 era neconform şi, deci, inacceptabil pentru exploatare tehnologică în condiţii corespunzătoare de securitate tehnică. Cedarea sa intempestivă, în circumstanţe de presurizare interioară pneumatică şi de materializare de efecte energomecanodinamice [8], nu putea fi a priori exclusă,

dată fiind valoarea cu totul nepermis de mare $\bar{p}_c = p_c/p_d = 0{,}997$ (tab. 18).

Studierea condiţiilor de avariere prin plesnire/spargere (longitudinală), pentru recipientele-butelii executate din cele patru şarje incriminate de oţel 31Mn12V (tab. 4), a permis constatarea că grosimea de perete cilindric, fizic efectivă, sub care cedarea buteliilor respective era iminentă, are valorile : $s \leqslant$ $\leqslant 1{,}78 \ldots 1{,}86$ mm, pentru o presiune interioară pneumatică $p_2 = p_d = 115$ bar; $s \leqslant 2{,}41 \ldots 2{,}52$ mm, pentru $p_2 = p_d =$ $=156$ bar; $s \leqslant 2{,}90 \ldots 3{,}04$ mm, pentru $p_2 = p_d =$ $= 188$ bar şi $s \leqslant 3{,}07 \ldots 3{,}21$ mm, pentru $p_2 = p_d = 199$ bar, respectiv pentru $p_2 = p_d \leqslant$ $\leqslant 200$ bar, cele mai mici valori restrictive s corespunzînd şarjei nr. 50 821, presiunea manometrică $p_2 = p_d$ fiind statică (deci neimplicîndu-se efecte energomecanodinamice), iar efectele concentratoare locale fiind cu totul *neglijabile* ($\alpha_\sigma = 1{,}00$). În circumstanţe cu efecte energomecanodinamice sau numai energodinamice şi cu efecte concentratoare locale cît de cît sensibile ($\alpha_\sigma > 1{,}00$), însă, pentru aceleaşi valori s, presiunile manometrice $p_2 =$ $= p_d$ puteau fi cu mult mai mici (chiar sub 100 bar), iar pentru aceleaşi valori $p_2 = p_d$, grosimile de perete s puteau fi cu mult mai mari (tab. 5).

4. *Fragmentul (din recipientul-butelie) nr. 3* [13]

Fragmentul respectiv (fig. 21) a provenit dintr-in recipient-butelie de fabricaţie U.R.S.S., executat dintr-un oţel carbon calmat, în stare normalizată, cu scadenţă ISCIR în martie 1988 şi cu inscripţionări (40 l, 150 bar etc.) nelizibile, efectuate pe corpul cilindric.

Pe suprafaţa exterioară a fragmentului s-a identificat următoarea succesiune (în profunzime) a structurilor de vopsea avînd culoarea : brun, galben, negru şi roşu (grund). Tot pe suprafaţa sa exterioară, însă de puţin sub gîtul buteliei, s-a identificat amprenta unui şoc mecanic, materializat ca atare din afară, amprenta respectivă constituind sediul amorsării procesului de distrugere prin plesnire/spargere. În continuare, procesul de casurare a evoluat cel puţin după două fronturi longitudinale (fig. 21 *a*). Nu au fost constatate efecte locale datorite coroziunii sau alte efecte care să fie compromiţătoare din punctul de vedere al securităţii tehnice privind folosirea practică a recipientului-butelie nr. 3.

Dimensiunea L_0 nu s-a putut aprecia, iar diametrul exterior s-a apreciat ca fiind $D_e =$ $= 219$ mm (valoarea standard). Grosimea peretelui cilindric, efectiv măsurată, a avut valorile : $s_0 = 7{,}10 \ldots 8{,}87$ mm $>$ min. 6,8 mm (conform GOST, pentru recipiente-butelii de 40 l, 150 bar, executate din oţel carbon).

Caracteristicile de material, evidenţiate prin încercări distructive standard, efectuate pe epruvete corespunzătoare, au fost următoarele :

$\sigma_r = R_m = 704 \ldots 737$ N/mm^2
($>$ min. 638 N/mm^2);

$\sigma_c = \sigma_{0,2} = R_{p\,0.2} = 430 \ldots 456$ N/mm^2
($>$ min. 373 N/mm^2);

$\delta_5 = A_5 = 17 \ldots 20\%$
($>$ min. 15%);

KCV (la $+20$°C) $= 32/29$ J/cm^2;

KCV (la -10°C) $= 21/20$ J/cm^2;

$\sigma_c/\sigma_r = 0{,}58 \ldots 0{,}65 <$ max. 0,80,

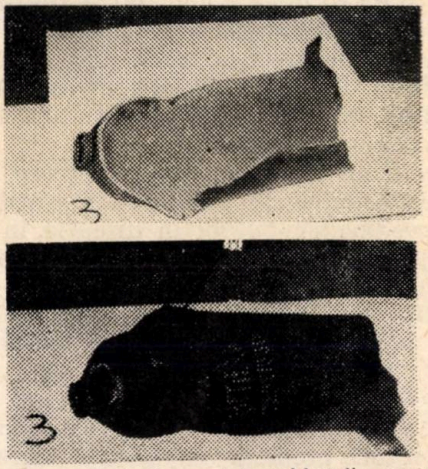


Fig. 21. Fragmentul din recipientul-butelie nr. 3 [13]: *M* — locul marcajului suplimentar.

între paranteze indicîndu-se valorile de referinţă (minime sau maxime) prescrise prin standardul sovietic (GOST). Încercarea la îndoire pe dorn, efectuată pe epruvete transversale, nu a evidenţiat fisuri pe suprafaţa epruvetelor respective.

Aşadar, din punctul de vedere calitativ, recipientul-butelie nr. 3 a corespuns prevederilor standardului sovietic. Însă, dată fiindu-i valoarea coborîtă a rezilienţei KCV la temperatura de -10°C, el a prezentat susceptibilitatea de plesnire/spargere facilă în condiţiile materializării asupra sa a unor efecte energomecanodinamice [8], aflîndu-se sub presiune pneumatică la temperatură ambiantă negativă ($-8{,}5 \ldots -1{,}2$°C). Prin urmare, distrugerea recipientului-butelie nr. 3 a fost ulterioară evenimentului analizat.

Observaţie. Rezultatele privind cele cinci recipiente-butelii, testate distructiv conform cu [11—15], se redau şi în nomogramele figurilor 9 ... 11, 13, 14, de asemenea în cele ale figurilor 1; 2 din [8], în care punctele negre corespunzătoare (•) sînt marcate cu cifrele de conjugare 1 ... 5.

Bibliografie

[11] MIM — ICEM Bucureşti — Buletin de analiză nr. 12735/08.01.1988.

[12] MIM — ICEM Bucureşti — Buletin de analiză nr. 12736/08.01.1988.

[13] MIM — ICEM Bucureşti — Buletin de analiză nr. 12737/08.01.1988.

[14] MIM — ICEM Bucureşti — Buletin de analiză nr. 12738/08.01.1988.

[15] MIM — ICEM Bucureşti — Buletin de analiză nr. 12739/08.01.1988.

Notă. Autorii surselor bibliografice [11—15] sînt următorii; dr. ing. N. Laşcu-Simion, dr. ing. M. Teodorescu, ing Cristina Scorţea, ing. S. Chiroşca, ing. S. Cojocaru şi ing. Vasilica Ştefănescu (numai pentru [14, 15]).

QUARTZ GRANULES - I

1. Quality:
   SiO_2 - min. 96%
   Fe_2O_3 - max. 0,5%
   granulation - 0,5-3 mm, 5% tolerance
2. Use: water treatment and filtering plants
3. Packing: paper bags contained in polyethylene bags of cca 50 kg

MICRONIZED ALABASTER

1. Quality:
   $CaSO_4 \cdot 2H_2O$ - min. 98%
   Fe_2O_3 - max. 0,1%
   Al_2O_3 - max. 0,1%
   finess of grinding: +0,04 - max. 0,1%
   degree of whiteness - min. 88,5%
2. Use: varnish, paint, abrasive material and glassware industry
3. Packing: 50 kg paper bags contained in polyethylene bags

QUARTZ GRANULES - II

1. Quality:
   SiO_2 - min. 98,5%
   Fe_2O_3 - max. 0,3%
   granulation 1. 0,5-2 mm-
   0,5-3 mm
   2. 4-9 mm
   3. 9-15 mm
2. Use: the chemical and metalworking industry
3. Packing: paper bags contained in polyethylene bags

GROUND FELDSPAR

1. Quality: 1st grade 2nd grade

1. Quality:	1st gr.	2nd gr.	3rd grade
SiO_2	69,48%	68,55%	70,73%
Al_2O_3	17,20%	16,36%	16,25%
Fe_2O_3	0,21%	0,38%	0,42%
CaO	0,89%	0,95%	1,26%
MgO	0,55%	0,35%	0,75%
K_2O	3,52%	3,25%	3,65%
Na_2O	6,13%	6,05%	5,15%
Calcination losses:	0,45%	0,65%	0,65%
Granulation: 0,09 mm sieve residue:	52%	46%	36%

2. Use: the glassware and ceramic industry
3. Packing: paper bags of 50 kg

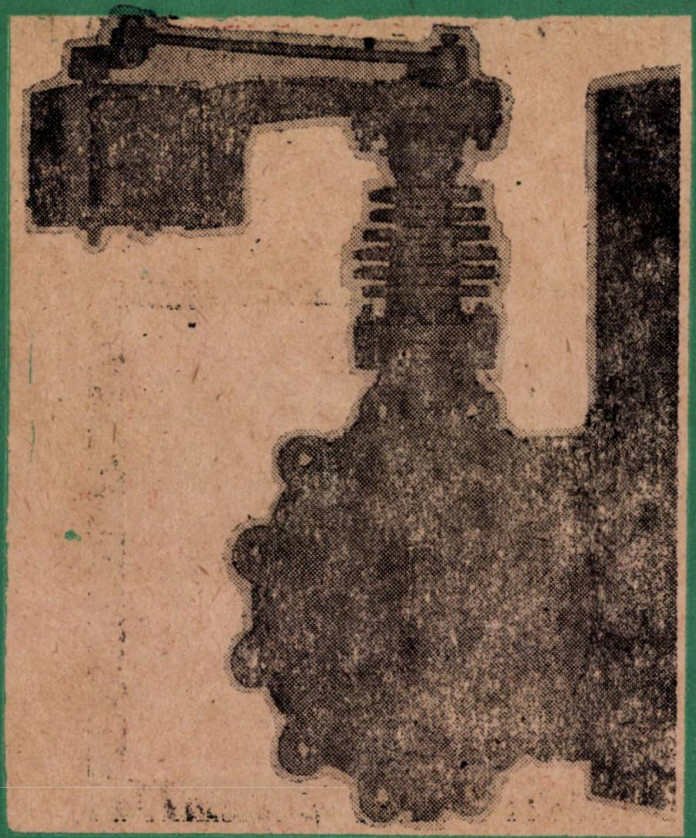
MICA POWDER

1. Quality:
   SiO_2 - max. 48%
   Fe_2O_3 - max. 4,2%
   humidity - 1% at loading
   granulation - 2 mm sieve residue, max. 2%
2. Use: welding electrodes production
3. Packing: 15 20 kg labelled paper bags

THE CENTRAL FOR SALT AND NON-METALLIC MINERALS BUCHAREST

CSNB

CENTRALA SARII SI NEMETALIFERELOR
BUCURESTI - ROMANIA CALEA VICTORIEI 220 SECTOR 1



IMGM MEDIAS produce și livrează:

- arzătoare gaze naturale;
- aparatură pneumatică (elemente de automatizare cîmpuri sondă, elemente de siguranță presiune gaze; elemente de reglare presiune gaze și elemente de automatizare a instalațiilor de ardere cu gaze naturale);
- utilaj tehnologic pentru țiței și gaze (pompe hidraulice; aparatură pentru filtrare-separare; încălzitoare și schimbătoare de căldură; utilaje complexe pentru extracția gazelor naturale);
- aparate de măsură debite gaze;
- piese de schimb (utilaj petrolier; compresoare și motocompresoare);
- reparații utilaj petrolier.

IMGM MEDIAS
Str. Aurel Vlaicu nr. 35 A
Telefon: 15864

INTREPRINDEREA MECANICA GAZ METAN MEDIAS

INTREPRINDEREA MECANICA GAZ METAN MEDIAS
INTREPRINDEREA MECANICA GAZ METAN MEDIAS
INTREPRINDEREA MECANICA GAZ METAN MEDIAS

IMGM
MEDIAS